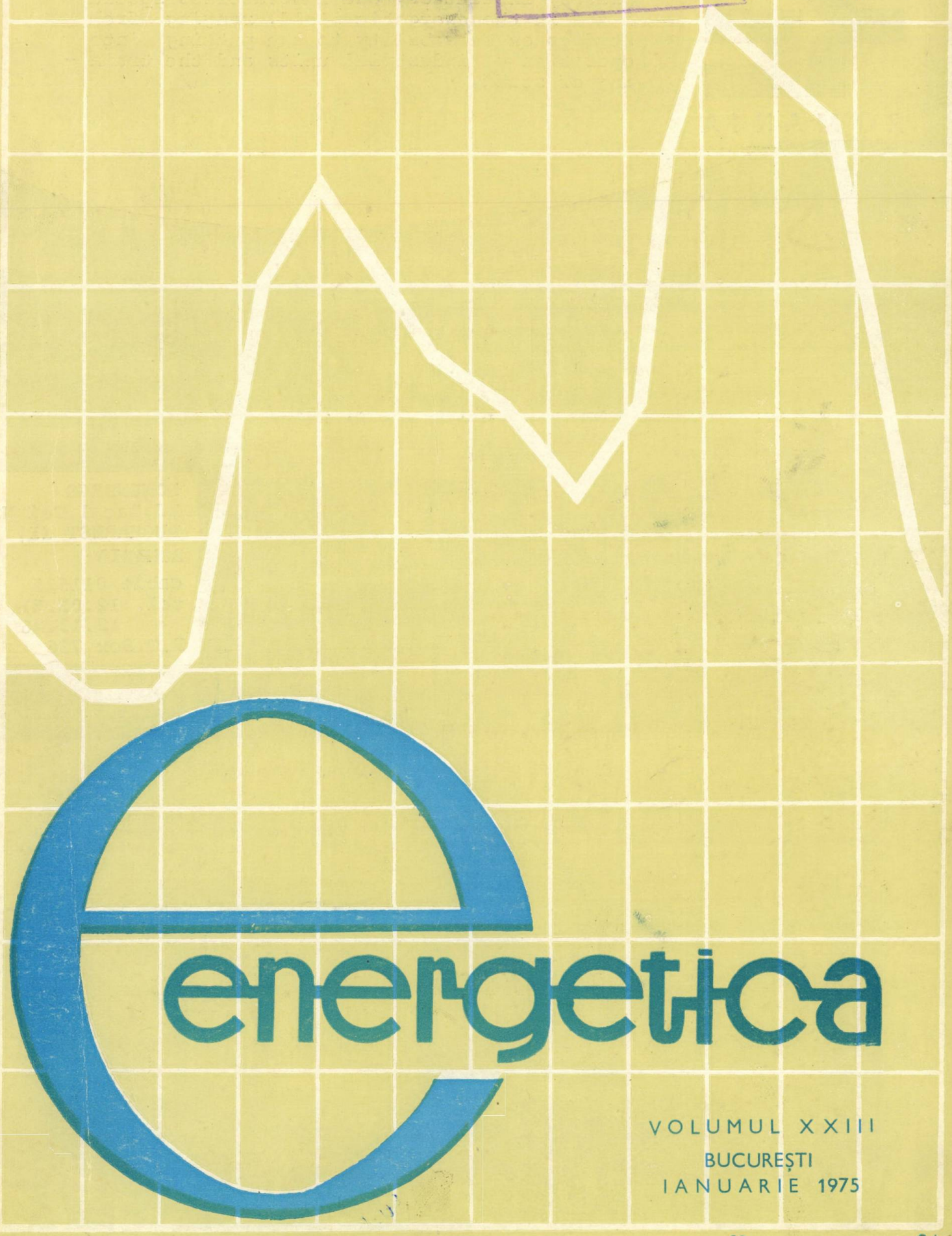
E 2039

MW

REFERALVA

1



energetica

VOLUMUL XXIII
BUCUREȘTI
IANUARIE 1975

ROMENERGO

RE

ROMANIA

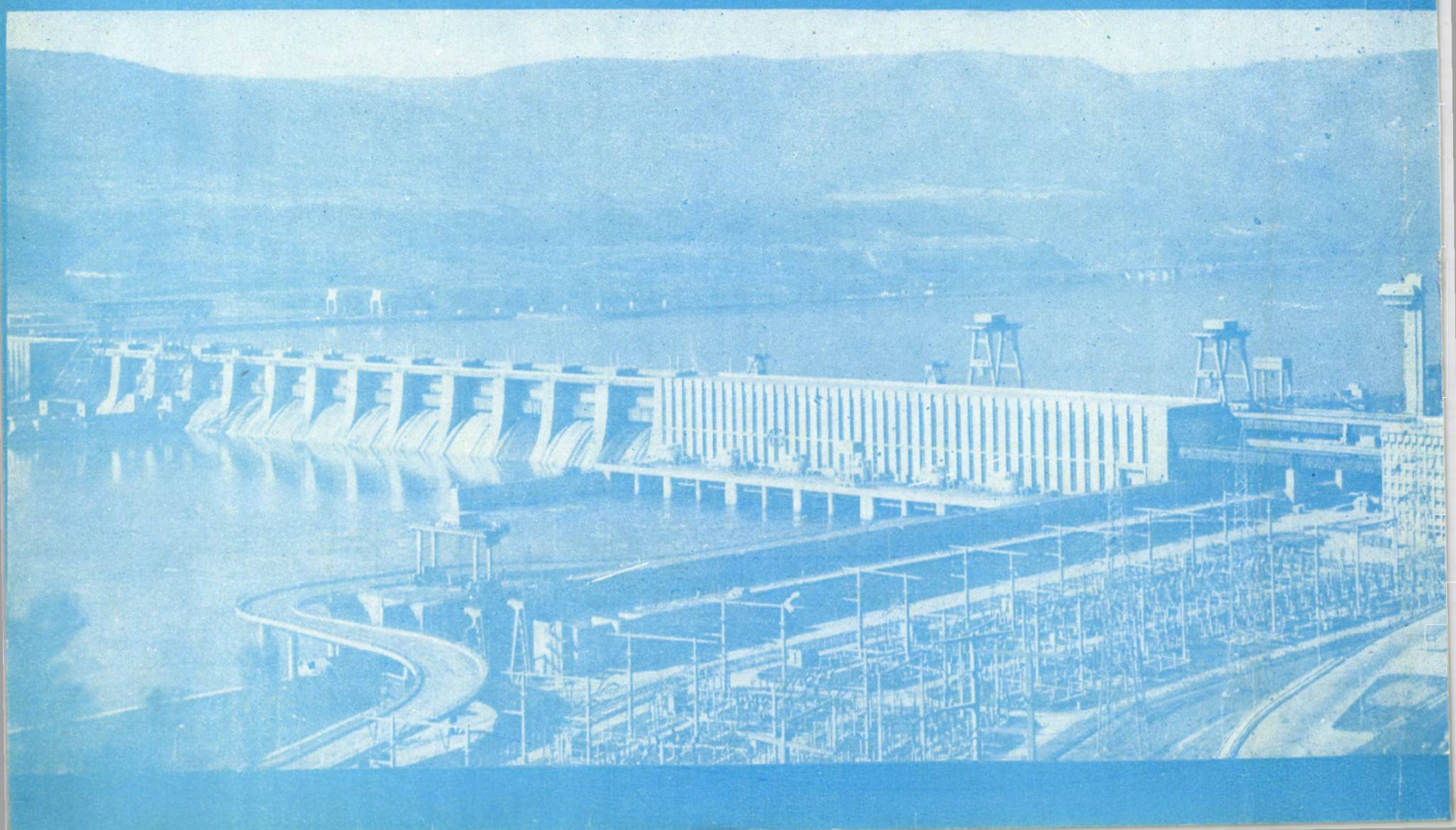
STATE ENTERPRISE FOR FOREIGN TRADE
offers services provided by a group of enterprises, institutes, and laboratories specialized in the energetic field, ranging from studies on feasability to the putting into operation of industrial units and the training of staff.

- assures the export and import of complete plants for thermal and hydroelectric stations, transformer substations, transformer points, low, medium and high voltage transmission lines;
- realizes units ready to be commissioned in the energetic field, as well as installations for the transmission and distribution of electric energy;
- offers consulting and engineering services regarding thermal and hydroelectric stations, transformer substations, and electric energy transmission lines;
- carries out construction and assembling work for energetic units;
- carries out the work of commissioning energetic units and performance tests during operation.

ROMENERGO provides highest technicity services

For further information, please contact

ROMENERGO
Bd.Lacul Tei Nr.1
BUCHAREST II,
ROMANIA
cable 011525
tel. 12.05.51
12.13.26
P.O.Box 736



ENERGETICA

ORGAN AL MINISTERULUI ENERGIEI ELECTRICE
ȘI AL CONSILIULUI NAȚIONAL AL INGINERILOR ȘI TEHNICIENILOR
DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

ANUL 23 Nr. 1 IANUARIE 1975

Cuprinsul

		Pag.
Smith, O., Mihăileanu, C. și *Pop, M. G.*	**Centrală solaroelectrică funcționînd pe baza ciclului Rankine**	1—10
Badea, A.	**Studiu experimental al fenomenului de perturbație a schimbului de căldură la fierberea apei în canale inelare**	10—16
Chercea, G.	**Posibilități de îmbunătățire a aerodinamicii focarelor cu arzătoare tangențiale**	16—20
Bilegan, C. și *Csapo, Gh.*	**O nouă variantă a metodei vitezei pentru măsurarea debitelor mari de apă, utilizînd trasori radioactivi**	20—26
Forje, I., Cocoș, C. și *Pascu, D.*	**Experimentări privind determinarea stării structurale și a proprietăților mecanice ale oțelurilor unor supraîncălzitoare finale cu perioadă îndelungată de utilizare din cazanele centralelor termoelectrice**	26—33
Ionescu, C.	**Determinarea statistică a funcției de distribuție a unei variabile aleatorii pentru calculul fiabilității echipamentelor energetice**	34—37
Radu, L. și *Ionescu, S.*	**Estimarea stării din măsuri ale circulațiilor de puteri și pseudomăsuri de injecții nule**	37—46
RECENZII		

Revista apare sub îndrumarea
Cosiliului științific
al Institutului central de cercetări energetice

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 621.47

Смит, О.И.М., Михэиляну, К. и *Поп. М. Г.*: **Солнечная электростанция, работающая на основе цикла Ранкин**

Energetica 23 (1975), № 1, стр. 1–10

ДК 621.643.1:536.24

Бадя, А.: **Экспериментальные исследования, касающиеся помех теплообмена при кипячении воды в кольцевых каналах**

Результаты экспериментального исследования кризиса теплообмена при кипячении воды в кольцевых каналах в области теплодинамических титров, сравнительно повышенных. Целью исследования было определение влияния теплового потока энтальпии напряжения и массовой скоротси при вхдое в канал, на появление критических условий в кольцевых каналах.

Energetica 23 (1975), № 1, стр. 10–16

ДК 621.365 ; 533.6

Керчеа, Г.: **Возможности улучшения аэродинамики топок с тангенциальными горелками**

Представляется метод расчета главных размеров топок паровых котлов, оборудованных тангенциальными горелками. Показывается и способ определения диаметра окружности центрального вихря в этих горелках.

Energetica 23 (1975), № 1, стр. 16–20

ДК 621.643.2:531.7: 543.3.064.

Билеган, К. и *Чапо, Г.*: **Новый вариант метода скорости по измерению грушных дебитов воды, используя радиоактивные разметчики**

Описывается новый вариант скоростного метода по измерению дебитов воды в закрытых проводниках под давлением, больших размеров, с помощью радиоактивных разметчиков. Осуществленные методы и установки созданы для периодических измерений дебита, с повышенной точностью, имея преимущество устранения графических обработок.

Energetica 23 (1975), № 1, стр. 20–26

ДК 621.1.013.3 ; 691.7: 669.018.2

Форже, И., Кокош, К. и *Паску, Д.*: **Испытания, относящиеся определения структурного состояния и механических особенностей стали концевых перегревателей с длительным периодом использования в котлах теплоэлектростанций**

Energetica 23 (1975), № 1, стр. 26–33

ДК 621.316.1 ; 519.2

Ионеску, К.: **Статистическое определение функции распределения одной случайной переменной для вычисления надежности энергетических оборудований**

Статья представляет простую методологию применения тестов статистической проверки при определении функции распределения одной случайной переменной. На основе статистических данных может быть построена эмпирическая функция распределения и путем использования представленной методологии можно приблизить её на одну известную функцию теоретического распределения.

Energetica 23 (1975), № 1, стр. 34–37

ДК 621.3.016

Раду, Л. и *Ионеску, С.*: **Количественная оценка условий из измерений циркуляции мощности и нулевых псевдоизмерений инъекции**

Прорабатывается количественная оценка состояния электроэнергетической системы в реальном времени. Вносятся улучшения в определении вектора состояния, учитывая нулевыми псевдозамерами инъекции в узлах, бывших под убыточным влиянием такого вида инъекции.

Energetica 23 (1975), № 1, стр. 37–46

INHALTSVERZEICHNIS

DK 621.47

Smith, O. I. M., Mihăileanu, C. und *Pop, M. G.*: **Betrieb eines auf Rankine-Zyklus beruhenden Sonnenkraftwerks**

Energetica 23 (1975), H. 1, S. 1–10

DK 621.643.1 ; 536.24

Badea, A.: **Experimentelle Untersuchung der Wärmeaustauschstörung bei der Wasserversiedung in ringförmigen Siedekanälen**

Der Verfasser behandelt die Ergebnisse einer experimentellen Untersuchung der Wärmeaustauschkrise bei der Versiedung von Wasser in ringförmigen Siedekanälen im Bereich relativ hoher Wassergehalte im heissen Wasserdampf. Zweck der Untersuchung war es, den Einfluss des Wärmestroms, der Enthalpie am Kanaleintritt, des Drucks und der Massengeschwindigkeit auf die Entstehung der kritischen Bedingungen in den Ringkanälen zu bestimmen.

Energetica 23 (1975), H. 1, S. 10–16

DK 621.365 ; 533.6

Chercea, G.: **Möglichkeiten zur Verbesserung der Aerodynamik der mit Tangentialbrennern ausgestatteten Feuerungen**

Es wird eine Methode zur Berechnung der wichtigsten Abmessungen der mit Tangentialbrennern ausgerüsteten Dampfkesselfeuerungen dargelegt. Es wird dabei auch die Bestimmungsweise des Kreisdurchmessers des zentralen Wirbels dieser Feuerungen angeführt.

Energetica 23 (1975), H. 1, S. 16–20

DK 621.643.2: 531.7: 543.3.064

Bilegan, C. und *Csapo, Gh.*: **Eine neue Variante der Geschwindigkeits-methode bei der Vermessung grosser Wasserdurchsätze mit Hilfe von Markierungsisotopen**

Es wird eine neue Variante der Geschwindigkeitsmethode bei der Vermessung von Wasserdurchsätzen in geschlossenen Druckleitungen mit grossem Durchmesser unter Anwendung von radioaktiven Markierungsisotopen beschrieben. Die Methode und die zugehörigen Einrichtungen sind für die Durchführung von periodischen Durchflussmessungen hoher Genauigkeit augelegt und schliesst jede graphische Weiterverarbeitung aus.

Energetica 23 (1975), H. 1, S. 20–26

DK 621.1.013.3: 691. 7: 669.018.2

Forje, I., Cocoș, C. und *Pascu, D.*: **Versuche zur Bestimmung des Strukturzustandes und der mechanischen Eigenschaften von Endüberhitzerstählen mit langer Betriebsdauer der Kesselanlagen der Dampfkraftwerke**

Energetica 23 (1975), H. 1, S. 26–33

DK 621.316.1: 519.2

Ionescu, C.: **Statistische Bestimmung der Verteilungsfunktion einer aleatorischen Variablen bei der Lebensdauerberechnung der Energieerzeugungsanlagen**

Der Artikel behandelt eine einfache Methodologie der Anwendung vom statistischen Prüftests bei der Bestimmung der Verteilungsfunktion einer aleatorischen Variablen. An Hand von statistischen Zahlenwerten kann die empirische Verteilungsfunktion dargestellt und durch die Anwendung der angeführten Methodologie mit einer bekannten theoretischen Verteilungsfunktion approximiert werden.

Energetica 23 (1975), H. 1, S. 34–37

DK 621.3.016

Radu, L. und *Ionescu, S.*: **On-line Lastflussberechnungen (state estimation) durch Vermessung der Leistungsströmungen und durch Scheinvermessung von Nullwerteinspritzungen**

Es wird die on-line Lastflussberechnung eines Energieversorgungssystems in der Reelzeit behandelt. Es wird der Zustandsvektor unter Berücksichtigung von Scheinmessungen der Nullwerteinspritzungen für die von solchen Einspritzungen beeinflussten Knotenpunkten unter besseren Bedingungen berechnet.

Energetica 23 (1975), H. 1, S. 37–46

SOMMAIRE

CD 621.47

Smith, O.I. M., Mihăileanu, C. et *Pop, M. G.* : **Centrale solaire électrique fonctionnant à base du cycle Rankine**

Energetica 23 (1975), no. 1, p. 1–10

CD 621.643.1: 536.24

Badea Adrian: **Etude expérimentale du phénomène de perturbation de l'échange de chaleur à l'ébullition de l'eau dans les cannelures annulaires**

On présente les résultats d'une étude expérimentale sur la crise de l'échange de chaleur à l'ébullition de l'eau dans les cannelures annulaires, dans le domaine des titres thermodynamiques relativement élevés. Le but poursuivi par l'étude a été de déterminer l'influence du flux thermique, de l'enthalpie à l'entrée du canal, de la pression et de la vitesse massique sur l'apparition des conditions critiques dans les cannelures annulaires.

Energetica 23 (1975), no. 1, p. 10–16

CD 621.365: 533.6

Chercea, G. : **Possibilités pour améliorer l'aérodynamique des foyers à brûleurs tangentiels**

On présente une méthode pour le calcul des principales dimmensions des foyers aux chaudières munies de brûleurs tangentiels. On désigne également la modalité pour déterminer le diamètre du cercle décrit par le tourbillon central des foyers.

Energetica 23 (1975), no. 1, p. 16–20

CD 621.643.2 ; 531.7 ; 543.3.064

Bilegan, C. et *Csapo, Gh.* : **Nouvelle variante de la méthode de la vitesse pour la mesure des grands débits d'eau à l'aide des traceurs radio-actifs**

Une nouvelle variante de la méthode de la vitesse est présentée pour la mesure des débits d'eau, dans les conduits fermés sous pression, à grands diamètres, à l'aide des traceurs radio-actifs. La méthode et les installations réalisées sont conçues en vue des mesures périodiques du débit, ayant un degré de précision élevé et possédant l'avantage de pouvoir éliminer les élaborations graphiques.

Energetica 23 (1975), no. 1, p. 20–26

CD 621.1.013.3: 691.7: 669.018.2

Forje, I., Cocoş, C. et *Pascu, D.* : **Expérimentations concernant la détermination de l'état structurel et des propriétés mécaniques des aciers de certains surchauffeurs finaux ayant une longue période d'utilisation dans les chaudières des centrales thermiques**

Energetica 23 (1975), no. 1, p. 26–33

CD 621.316.1: 519.2

Ionescu, C. : **Détermination par voie statistique de la fonction de distribution d'une variable aléatoire pour le calcul de la fiabilité des équipements éngergétiques**

Le rapport présente une méthode simple pour la mise en application des tests de vérification statistique afin de déterminer la fonction de répartition d'une variable aléatoire. La fonction empirique de répartition peut être construite à partir des données statistiques, et on peut faire des approximations, à base d'une fonction de répartition theoriquement connue, par la mise en pratique de la méthode présentée.

Energetica 23 (1975), no. 1, p. 34–37

CD 621.3.016

Radu, L. et *Ionescu, S* : **Estimation de l'état à partir des mesures des circulations de puissances et des pseudomesures d'injection nulles**

L'étude traîte de l'estimation en temps réel de l'état du réseau électroénergétique. On apporte des améliorations à la détermination du vecteur d'état par la prise en considération des pseudomesures d'injection nulles dans les noeuds affectés par ce genre d'injections.

Energetica 23 (1975), no. 1, p. 37–46

CONTENTS

DC 621.47

Smith, O. I. M., Mihăileanu, C. and *Pop, M. G.* : **Solar power plant operating on the basis of Rankine cycle**

Energetica 23 (1975), nr. 1, p. 1–10

DC 621.643.1: 536.24

Badea, A. : **Experimental study of the heat exchange perturbance phenomenon that occurs during the boiling of the water in the annular channels**

The experimental results of the heat excange shortage at the boiling of the water, in the annular channels, in the range of relatively low thermodynamic titlles. The purpose of this study was the thermal flow influence determination, total heat content at the channel input pressure and mass velocity on the occurence of the critical conditions in the annular channels.

Energetica 23 (1975), nr. 1, p. 10–16

DC 621.365: 533.6

Chercea, G. : **The possibility to improve the aerodynamics of the tangential burners furnaces**

A calculation procedure of the main boiler furnaces sizes equipped with tangential burners is presented. The way for the determination of the central eddy diameter in this furnace is indicated.

Energetica 23 (1975), nr. 1, p. 16–20

DC 621.643.2: 531.7: 543.3.064

Bilegan, C. and *Csapo, Gh.* : **A new speed method version for great water flows measurements with radiotracers**

A new version of the velocity method for the gauging in closed pressure pipes, having great diameters, by means of the radiotracers is described. The method and the installations used are elaborated in view of high accuracy periodical gauging. These measurements have the advantage of eliminating the design.

Energetica 23 (1975), nr. 1, p. 20–26

DC 621.1.013.3: 691.7: 669.018.2

Forje, I. Cocoş, C. and *Pascu, D.* : **Experimental research concerning the constitutive and mechanical properties of the final steel plant boiler overheaters having long periods of utilisation**

Energetica 23 (1975), nr. 1, p. 26–33

DC 621.316.1: 519.2

Ionescu, C. : **Statistical determination of the distribution function of a stochastic variable for the calculation of the power equipment reliability**

The paper presents a simple application methods of the statistical tests for the determination of the distribution fonction. On the basis of the statistical data the empirical distribution function could be constructed and by the application of this methodology it could be approximated as a well-known theoretical distribution function.

Energetica 23 (1975), nr. 1, p. 34–37

DC 621.3.016

Radu, L. and *Ionescu, S.* : **State estimation from line flow measurements and zero injections pseudomeasurements**

This paper proposes two methods for computing a real-time load flow solution of a power system network using line flow measurements (real and reactive power) and zero injection pseudomeasurements.

Energetica 23 (1975), nr. 1, p. 37–46

Centrală solaroelectrică funcționînd pe baza ciclului Rankine

Otto J. M. Smith, Călin Mihăileanu și Mihai G. M. Pop*)

Soarele stă la baza tuturor resurselor de energie (cu excepția celei nucleare) și probabil că el ar fi fost astăzi utilizat pentru a acoperi necesitățile de energie ale omenirii dacă combustibilii fosili (cărbune, petrol și gaze) nu ar fi fost utilizabili. Dacă ingeniozitatea omului de-a lungul anilor ar fi fost direcționată spre utilizarea energiei solare, în loc să fie dezvoltate procedeele de consum al combustibililor fosili, ar fi fost pe deplin posibil ca astăzi să fi avut o economie bazată pe energia solară tot așa de eficientă ca și cea de astăzi [1].

Cantități enorme de energie solară ajung în anumite regiuni ale pămîntului (ex. statul Arizona — S.U.A.) în fiecare zi și rămîn în cea mai mare parte neutilizate.

Această energie solară poate fi utilizată prin fabricarea unor mari celule solare [2] sau cîmpuri de oglinzi ce focalizează lumina soarelui pe conducte umplute cu apă, acționînd ca un boiler în ciclul Rankine.

Folosind stadiul actual al dezvoltării tehnologiei în producerea celulelor solare, rezultă instalații cu costuri prohibitive dacă trebuie generate cantități mari de electricitate.

În prezent, celulele solare pentru sateliți costă aproximativ 2 600 dolari pe picior pătrat (square foot) și o astfel de suprafață, la nivelul Terrei, are o putere de șapte wați. Așadar, obținerea unui megawatt cu ajutorul celulelor solare, la suprafața pămîntului, ar costa în prezent 372 milioane dolari.

La un asemenea cost, celulele solare reprezintă o soluție ce trebuie rafinată încă prin perfecționări ale tehnologiei celulelor solare.

Cealaltă soluție menționată mai sus, și care va fi prezentată în detaliu în articolul de față, constă într-o instalație de putere bazată pe ciclul Rankine, unde locul boilerului este luat de o suprafață tubulară activă încălzită de soare cu ajutorul unui cîmp de oglinzi. Acest proiect, conceput în S.U.A., a fost prezentat de către autorul său, Otto J. M. Smith, în timpul unei serii de seminarii în România, în decembrie trecut, și aranjat în formă publicabilă de ceilalți doi coautori.

Principalele elemente ale centralei solare sînt :

— cîmpul solar ;
— rezervorul uscat de căldură ;
— grupul turbogenerator.

*) Otto J. M. Smith este profesor la Institutul de tehnologie din California ; dr. ing. Călin Mihăileanu este directorul ICEMENERG ; ing. Mihai G. M. Pop este cercetător științific la ICEMENERG.

1. Cîmpul solar

Cîmpul solar este conceput funcțional astfel încît să transmită căldura în timpul zilei condensatului ce curge spre turbină. În fiecare sistem, fluidul este încălzit în secțiunea economizoare pînă la starea de saturație, iar apoi în zona de fierbere, evaporat și ușor supraîncălzit. Țevile paralele ale circuitului sînt racordate la un schimbător de căldură, care este punctul de plecare pentru cele două linii principale de abur spre turbină. Tot în timpul zilei se transmite căldură condensatului ce curge în bucle închise de la cîmpul solar spre rezervoare geotermice (E.F.G.R.), unde căldura este acumulată în roci. Fiecare buclă funcționează la o presiune diferit aleasă pentru a menține apa în faza sa lichidă la temperatura de funcționare maximă. Bucla dispune de un presurizor pentru a compensa schimbările în volum la diferite temperaturi, similar cu cel folosit în centralele nucleare (fig. 2) și de o pompă de circulație (fig. 1).

Curgerea aburului de la și spre turbină prin conducte încălzite formează secțiunea de supraîncălzire intermediară. Tabelul 1 dă o imagine asupra puterii de proiect a diferitelor suprafețe schimbătoare de căldură ale cîmpului solar. Temperaturile la intrarea și ieșirea din diversele elemente ale centralei solare sînt prezentate în tabelul 2 pentru un randament al turbinei de 28% și al rezervorului uscat de căldură de 98%.

Caracteristicile radiației solare pe o suprafață plană sînt date în figurile 3 și 4. În tabelul 3 este redat sumarul radiației solare anuale, din care rezultă că în Arizona cad 2—4 MWh de energie solară pe m^2 de suprafață normală pe radiație incidentă.

Cîmpul solar este amplasat în jurul instalației de putere. Cea distanțată este secțiunea de preîncălzire, care ridică temperatura condensatului de la 50°C la 290°C într-un circuit cu străbatere forțată și încălzește la maximum 300°C condensatul în bucle închise de rezervoare geotermice din secțiunea de preîncălzire. Următoarea regiune mai apropiată de centru este regiunea de fierbere pentru circuitul cu străbatere forțată, care evaporă apa la 290°(C), și buclele închise pentru secțiunea fierbătoare și supraîncălzitoarele intermediare 3 ale E.F.G.R.

Urmează porțiunea de supraîncălzire pentru circuitul cu străbatere forțată care aduce aburul la condițiile nominale (70 atm, 350°C) și buclele închise pentru supraîncălzitor și supraîncălzitoarele intermediare 1 și 2 ale E.F.G.R., cele trei secțiuni de supraîncălzire intermediară ale circuitului cu străbatere forțată fiind de asemenea localizate în regiunea de supraîncălzire și avînd forma unor sectoare

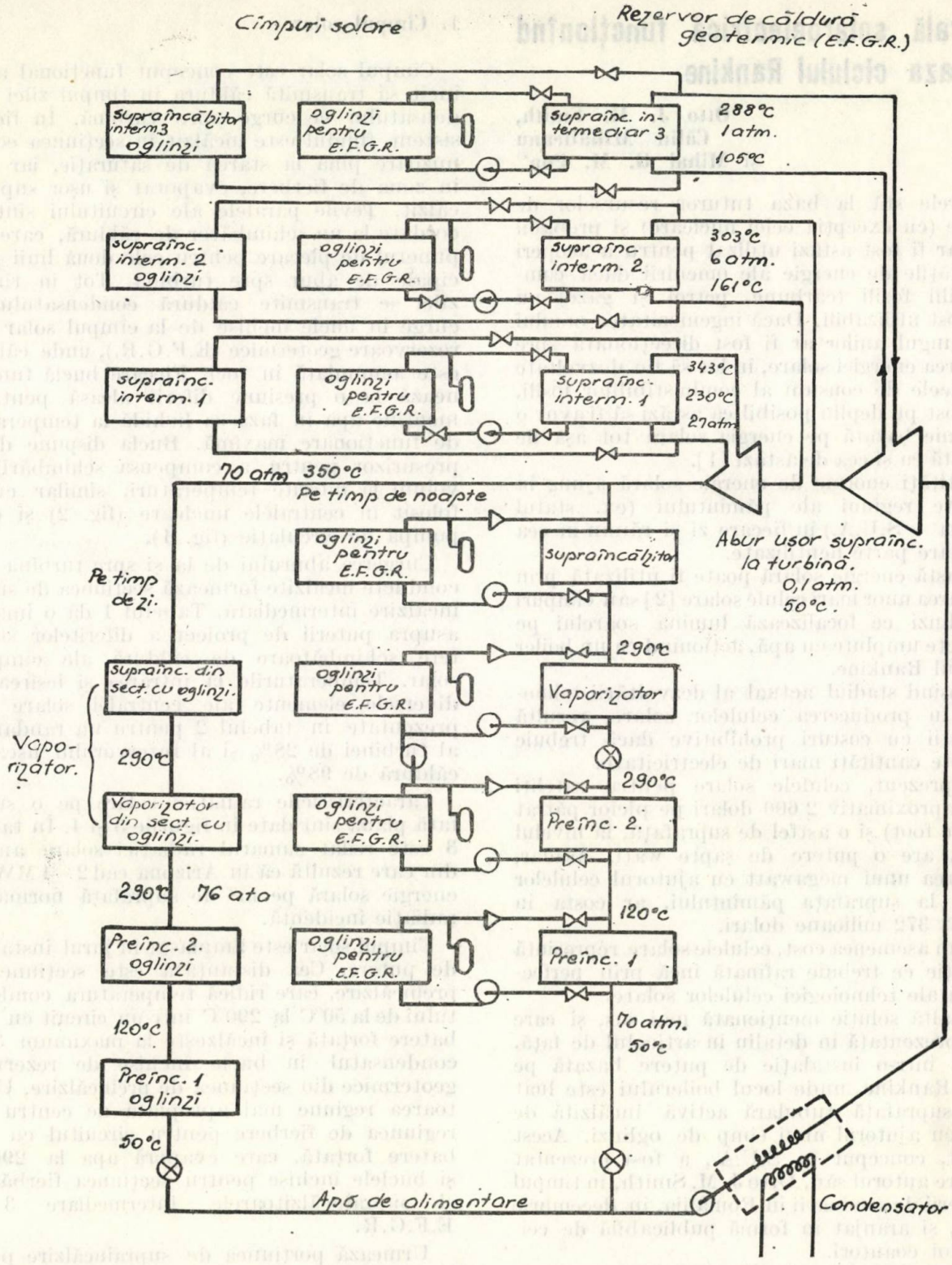


Fig. 1

circulare. Regiunea de supraîncălzire atinge centrul instalației de putere. Această regiune necesită oglinzile cele mai curate și cea mai bună întreținere. Suprafața totală activă optimă este de 48 km² pentru o centrală de 1000 MW (cu un randament total de 7,7 % și o putere totală proiectată de 13 000 MW_t. Socotind alți 52 km² pentru drumurile de întreținere, tubulatură, preîncălzitoare etc., avem un total de 100 km² pentru 1000 MW_e la o instalație solară.

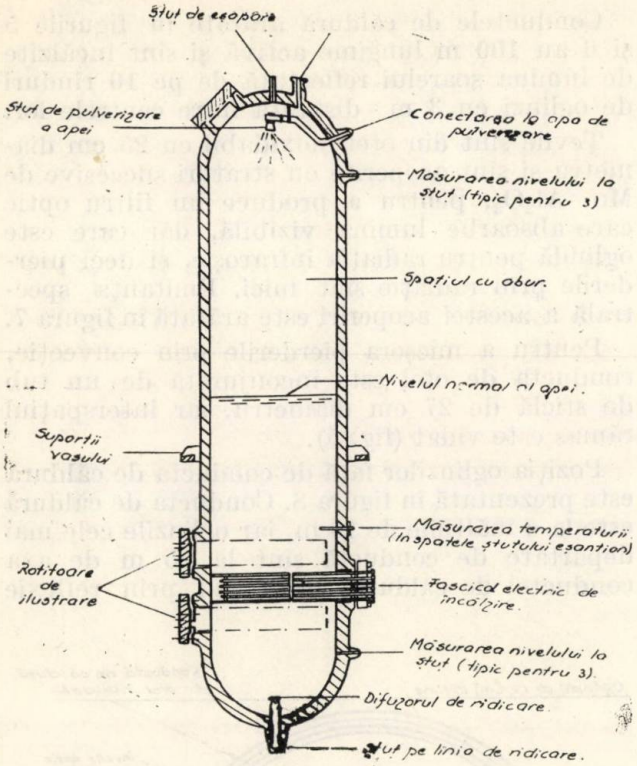


Fig. 2. Presurizatorul.

Fiecare oglindă are 100 m în lungime şi 2 m lăţime. Oglinzile sînt confecţionate din tablă laminată de oţel de 0,6 mm grosime, acoperită cu un strat de 0,025 mm crom. Ele sînt întărite prin cadre de oţel cu axe. Şirurile sînt orientate nord-sud, rotindu-se pentru a urmări soarele.

Tabelul 2

Distribuţia căldurii cîmpului solar pe grupuri de temperatură

	T, °C	MWh/zi
Preîncălzitor	50—120	1650
Preîncălzitor	120—290	4008
Pentru preîncălzitor la rezervorul de căldură	100—120	1508
Idem	120—290	12821
Idem	290—330	3017
Vaporizator	290	8838
Pentru vaporizator la rezervorul de căldură	330	27220
Supraîncălzitor intermediar 3	105—120	169
Idem	120—290	1895
Idem 2	161—290	1564
Idem 2	290—303	158
Idem 1	230—290	902
Idem 1	290—330	601
Idem 1	330—343	195
Supraîncălzitor	290—330	896
Idem	330—350	448
Pentru supraîncălzitor intermediar 3 la rezervorul de căldură	150—290	4695
Idem	290—330	1341
Idem 2	200—290	3328
Idem 2	290—330	1479
Ieem 2	330—340	370
Idem 1	270—290	919
Idem 1	290—330	1837
Idem 1	330—380	2296
Pentru supraîncălzitor la rezervorul de căldură	330—390	4838
		86993

°C	MWh/zi	Procent %	Suprafaţa oglinzii km²
50—120	3327	3,8	1,8
120—290	30132	34,6	16,6
290	8838	10,2	4,9
290—330	9329	10,7	5,2
330	27220	31,3	15,0
330—390	8147	9,4	4,5
Total	86993	100	48

Tabelul 1

Distribuţia căldurii în cursul zilei

	MW la turbină	MWh la turbină	În cursul zilei, direct la turbină	MWh obţinută în cursul zilei din rezervorul de căldură	MWh în cursul zilei la rezervorul de căldură	Temperatura conductelor încălzite de soare
Preîncălzitor	943	22632	5858	16974	17348	70°C—300°C
Vaporizator	1473	35352	8838	28514	27220	100°C—330°C 300°C
Supraîncălzitor intermediar 3	344	8246	2064	6192	8036	330°C 330°C
Supraîncălzitor intermediar 2	287	6688	1722	5186	5177	330°C 315°C
Supraîncălzitor intermediar 1	283	6792	1698	5094	5052	340°C 355°C
Supraîncălzitor	224	5376	1344	4032	4838	380°C 370°C
Total înmagazinat	3554	85296	21324	63972	65669	390°C
Total consumat		85296			86993	
Eficienţa depozit.					0,98	

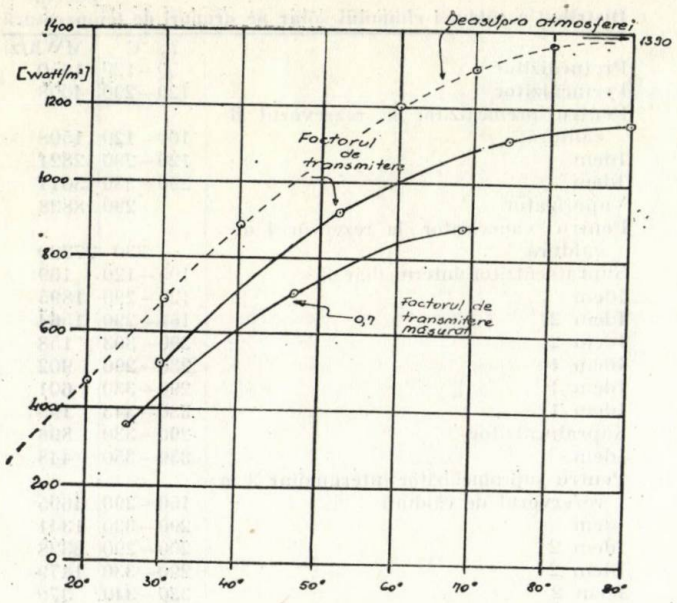


Fig. 3. Unghiul de elevaţie al soarelui. Radiaţia maximă la amiază într-o zi senină. (Curba de jos din Daniels, p. 1).

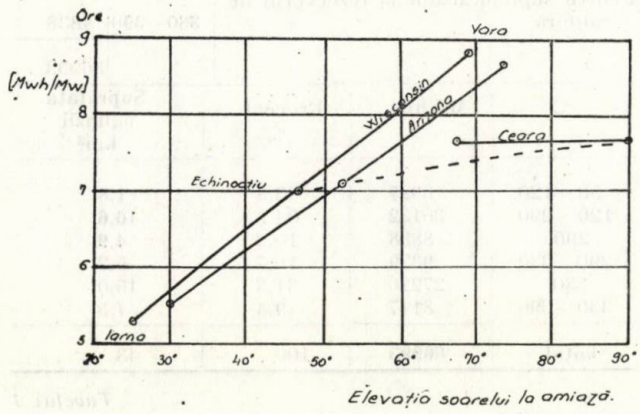


Fig. 4. Orele efective pe zi, care se multiplică prin vîrful de radiaţie pentru a da MWh/zi. (MWh zilnici împărţiţi la puterea maximă instalată, MW).

Tabelul 3

Aşezarea	Ore însorite pe an	Nr. mediu de ore soare zilnic	Factorul de transmisie	MWh/m² şi an	Media în W/m²
Wisconsin	2500	6,85	0,7	1,03	117
Arizona	4000	10,96	0,85	2,34	267
Ceara	3200	8,77	0,85	2,30	263

Conductele de căldură arătate în figurile 5 şi 6 au 100 m lungime activă şi sînt încălzite de lumina soarelui reflectată de pe 16 rînduri de oglinzi cu 3 m distanţă între centrele lor.

Ţevile sînt din oţel inoxidabil cu 25 cm diametru şi sînt acoperite cu straturi succesive de Mo, Al_2O_3, pentru a produce un filtru optic care absoarbe lumina vizibilă, dar care este oglindă pentru radiaţia infraroşie, şi deci pierderile prin radiaţie sînt mici. Emitanţa spectrală a acestei acoperiri este arătată în figura 7.

Pentru a micşora pierderile prin convecţie, conducta de oţel este înconjurată de un tub de sticlă de 27 cm diametru, iar interspaţiul rămas este vidat (fig. 5).

Poziţia oglinzilor faţă de conducta de căldură este prezentată în figura 8. Conducta de căldură este la o înălţime de 10 m, iar oglinzile cele mai depărtate de conductă sînt la 25 m de axa conductei de căldură, producînd prin reflexie

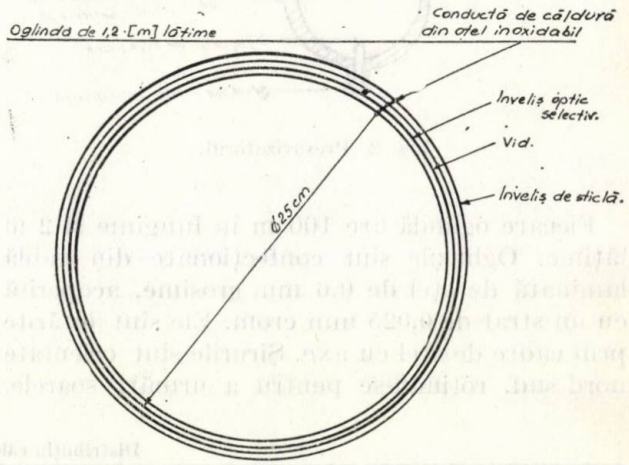


Fig. 5. Conductă de căldură din oţel inoxidabil; are diametrul de 25 cm şi grosimea peretelui de 0,4572 cm. Absorbţia spectrală/emitere este de 0,98 pentru $0,4<\lambda<0,8$ şi este mai mică de 0,1 pentru $\lambda>4$. Unitatea pentru λ este de 10^{-6} m.

o imagine a soarelui de 22 cm diametru. Pentru a evita greşelile de orientare, deasupra conductei de căldură se montează o oglindă plană lată de 1,2 m, ceea ce face ca lăţimea efectivă de colectare să crească la 50 cm.

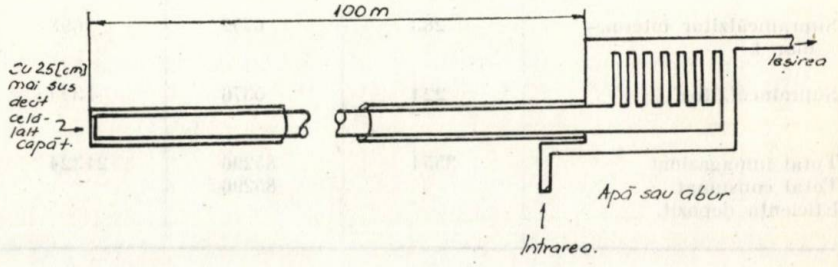


Fig. 6. Schimbător de căldură la capătul celor 100 m de conductă de căldură.

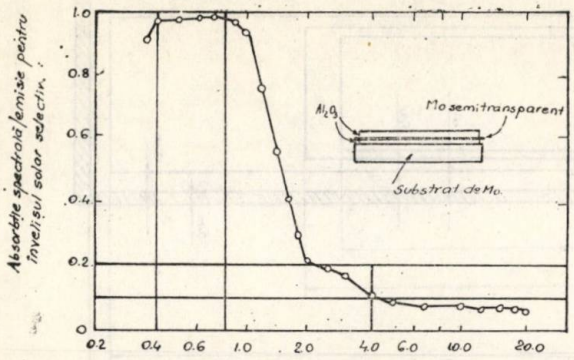


Fig. 7. Lungimea de undă, μm.

și de maximum 10°C în timpul unei zile întunecate plus două nopți interval.

Rezervoarele sînt alcătuite astfel:

— o rețea subțire de conducte cu aripioare de 6 cm diametru conectată la colectoare este acoperită cu pămînt cu o grosime de 1 m;

— a doua rețea este plasată deasupra și acoperită din nou cu 1 m de pămînt compactat.

Proiectarea trebuie astfel făcută încît să se păstreze adîncimea și lățimea rezervorului constante. Lungimea variază cu puterea; s-a văzut că la 1000 MW_e este necesară o lungime de 500 m.

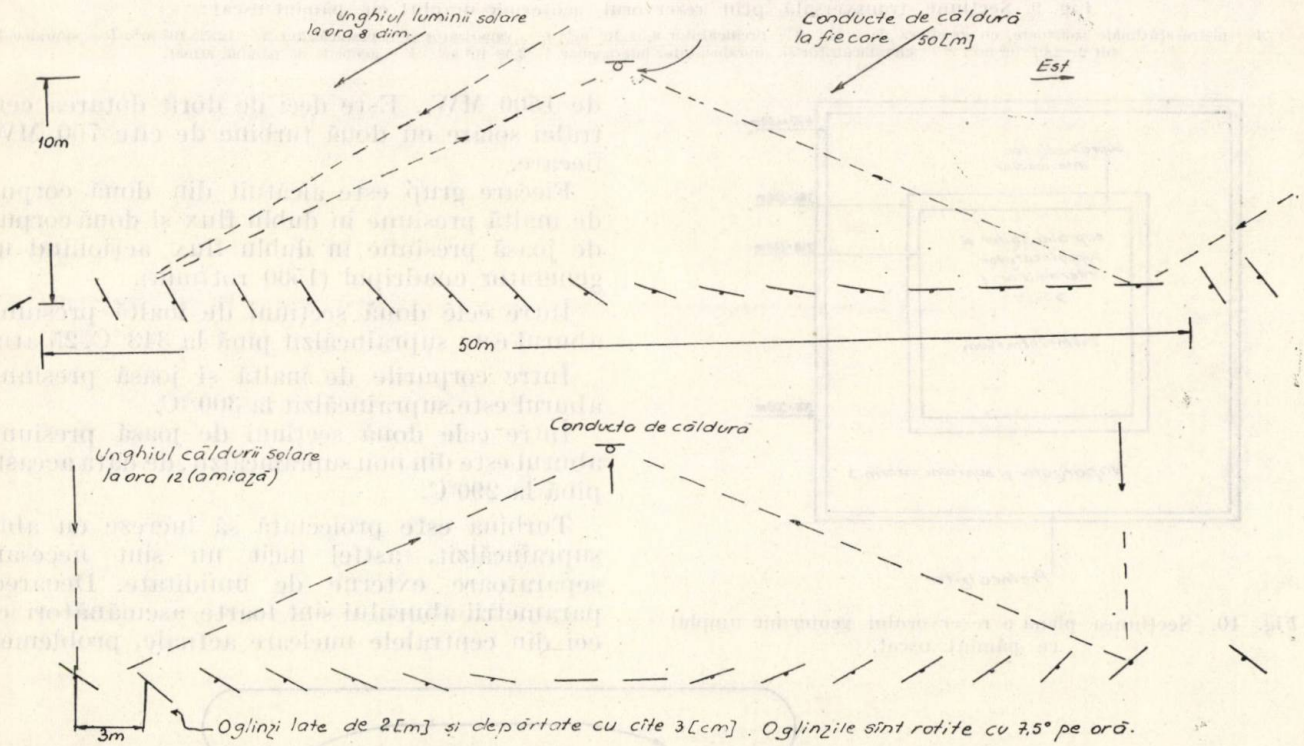


Fig. 8. Prezentarea sistemului de oglinzi.

2. Depozitarea uscată a căldurii

Cîmpul de captare a energiei solare trebuie să colecteze în 6 ore o cantitate de căldură egală cu cea necesară turbinei în 24 de ore. Aceasta explică cei 65 669 MWh_t (tabelul 1) colectați de cîmpul solar și depozitați sub formă de căldură în rezervoare uscate de pămînt umplute artificial. Capacitatea de depozitare este proiectată pentru 1 MW/h pierdere din puterea de vîrf, astfel ca să fie rezerve de căldură suficiente pentru o zi înnorată și două nopți cu pierderea doar a 42 MW_e din puterea nominală a instalației.

La un volum de 25.10^6 m^3, 500 m lățime, 500 m lungime și 100 m adîncime, rezervorul geotermic produce o pierdere de 4°C a temperaturii aburului viu în timpul unei nopți normale

Întregul rezervor este cuprins într-o incintă de beton care acționează ca un izolator termic. Figura 9 arată o secțiune transversală, iar figura 10 o vedere plană a rezervorului uscat de căldură. Cîteva colectoare conțin valve-fluture pentru a separa buclele închise formate în timpul zilei între cîmpul solar și regiunea rezervoarelor geotermice (fig. 11). Aceste valve sînt fixate în poziția închis în timpul zilei, prin diferența de presiune din diferitele bucle menționate mai sus. În timpul nopții valvele sînt deschise pentru a permite circulația forțată a fluidului de lucru spre turbină.

3. Grupul turbogenerator

Proiectul necesită, pentru o putere medie de 1000 MW_e, o putere maximă în cursul verii

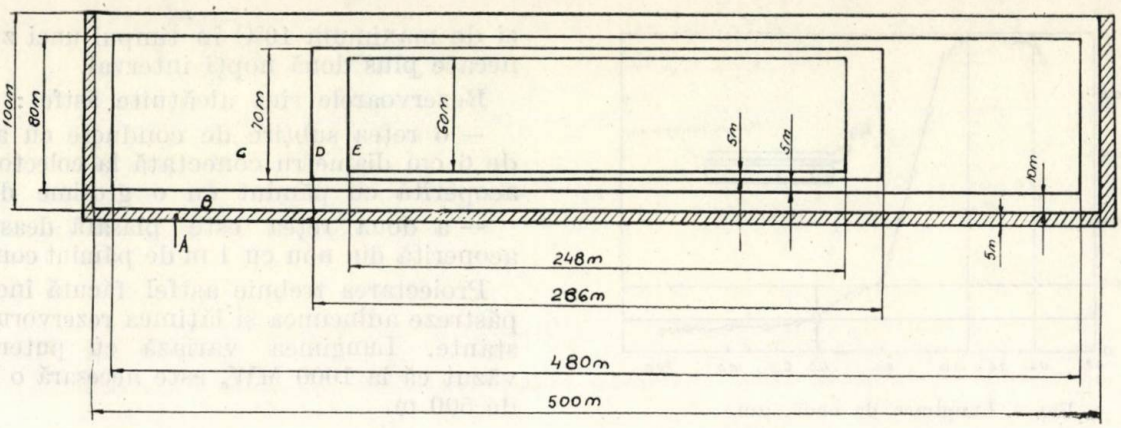


Fig. 9. Secțiune transversală prin rezervorul geotermic umplut cu pămînt uscat:
A — pietre sfărîmate izolatoare, cu grosimea de 5 m; *B* — preîncălzitor $6{,}51 \cdot 10^6$ m³; *C* — vaporizator și supraîncălzitor 3 — $12{,}73 \cdot 10^6$ m³; *D* — supraîncălzitor 2 — $2{,}07 \cdot 10^6$ m³; *E* — supraîncălzitor și supraîncălzitor intermediar 1 — $3{,}69 \cdot 10^6$ m³; *F* — acoperiș de pămînt afînat.

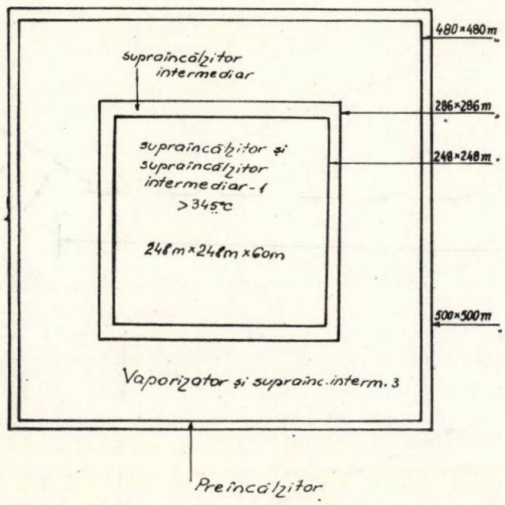


Fig. 10. Secțiunea plană a rezervorului geotermic umplut cu pămînt uscat.

de 1500 MW_e. Este deci de dorit dotarea centralei solare cu două turbine de cîte 750 MW_e fiecare.

Fiecare grup este alcătuit din două corpuri de înaltă presiune în dublu flux și două corpuri de joasă presiune în dublu flux acționînd un generator cuadripol (1500 rot/min).

Între cele două secțiuni de înaltă presiune, aburul este supraîncălzit pînă la 343 °C, 25 atm.

Între corpurile de înaltă și joasă presiune, aburul este supraîncălzit la 300 °C.

Între cele două secțiuni de joasă presiune, aburul este din nou supraîncălzit, de data aceasta pînă la 290°C.

Turbina este proiectată să lucreze cu abur supraîncălzit, astfel încît nu sînt necesare separatoare externe de umiditate. Deoarece parametrii aburului sînt foarte asemănători cu cei din centralele nucleare actuale, problemele

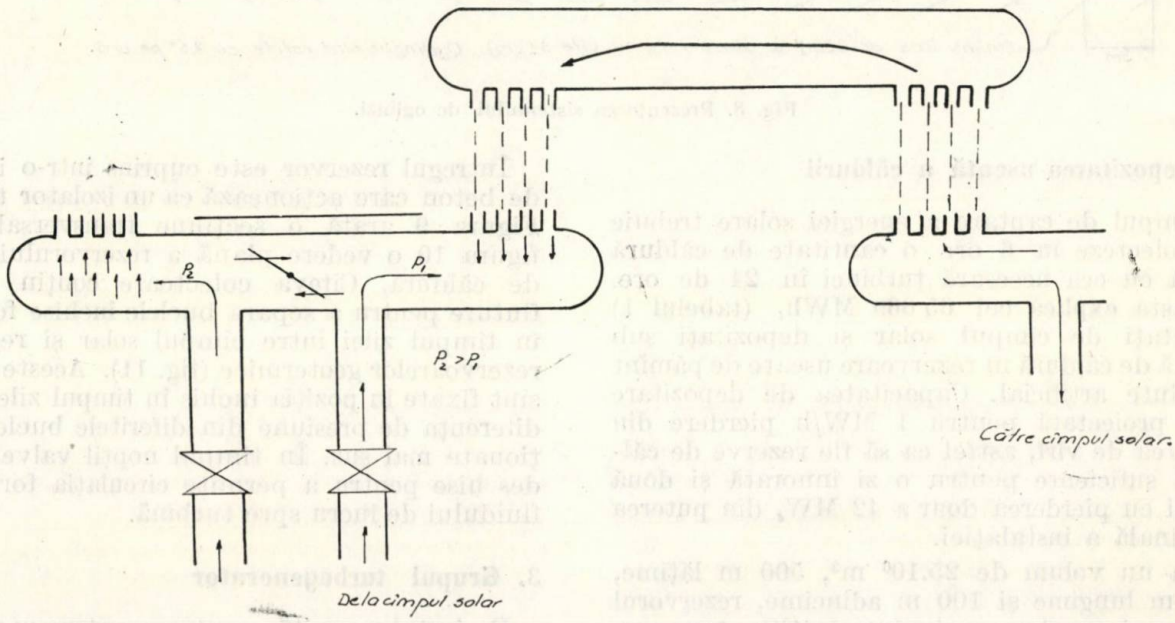


Fig. 11. Colectoarele cu vane:
circuitul în cursul zilei; —— circuitul în cursul nopții.

construcției unei astfel de turbine au fost deja rezolvate. Turbina are pe fiecare parte a corpului de înaltă presiune o pereche combinată de valve de oprire și control făcute din oțel slab aliat.

Corpul de înaltă presiune nu trebuie să aibă roată de reglare (turbina funcționează în regim de bază), astfel că aburul curge direct prin paletele reactive. Carcasa este din oțel slab aliat cu soluții speciale de turnare și sudură a părților, datorită dimensiunilor enorme și greutății acesteia. Corpurile de joasă presiune au carcasa dublă. Carcasa externă servește pentru a conține aburul și pentru a absorbi forțele de presiune externă. Carcasa internă este formată din corpuri portdiafragme sprijinite de grinzi în consolă, fixate direct în fundație.

Rotoarele sînt proiectate din secțiuni sudabile. Datele termodinamice ale turbinei sînt drezentate pe scurt în tabelul 4.

un unghi mic de incidență cu orizontala, fiecare oglindă centrală trimite o umbră pe oglinda următoare, făcînd ca pentru captarea aceleiași cantități de energie solară să fie necesară o suprafață plană cu lățimea de 3 m. Acest efect este arătat în figura 12.

Figura 13 arată eficiența oglinzii de la capătul de est al rîndului de oglinzi. Dimineața devreme, această oglindă intercepteaza o bandă de lumină lată de 2 m. Seara, cînd unghiul soarelui este dedesubtul conductei de căldură, toată lumina incidentă este colectată, deși suprafața de colecție este micșorată de umbra oglinzii din față. În miezul zilei, parte din lumina reflectată luminează spatele oglinzii din spate, făcînd ca eficiența utilizării oglinzilor de capăt (est-vest) să fie de numai 78 %. Lumina focalizată din toate oglinzile din figura 8

Turbina cu abur (cu acțiune) *Tabelul 4*

	Presiune, atm	Temperatură °C	Entalpie, kcal/kg	Entropie, kcal/kg. grd.	Căldură adăugată kcal/kg	Lucrul mecanic cedat kcal/kg
	70	351	722	1,49		
Corpul 1						52
	27	230	670	1,49		
Supraîncălzitor intermediar 1					72	
	27	343	742	1,62		
Corpul 2						82
	6,0	161	660	1,62		
Supraîncălzitor intermediar 2					73	
	6,0	303	733	1,766		
Corpul 3						92
	1,0	105	641	1,766		
Supraîncălzitor intermediar 3					87.5	
	1,0	288	728,5	1,957		
Corpul 4						109,5
	0,1	50	619	1,957		
Total supraîncălzitor intermediar					232,5	
Total lucru mecanic cedat						335,5
Condensator	0,1					
Pompă de apă de alimentare	70,0	50	50			
Preîncălzitor	70,0	290	290		240	
Sistem fierbător	70,0	290	665		375	
Supraîncălzitor	70,0	351	722		57	
Randamentul mecanic la 80 %						
Pierderile de energie datorate				636		268
Creșteri datorate scoaterii căldurii de condensare						

4. Randamente

Există o eficiență geotermică optimă care poate fi observată din examinarea figurii 8. Oglinzile centrale cu lățimea de 2 m colectează la amiază aceeași energie radiantă ca o suprafață plană de aceeași lățime. Cînd soarele are

este cu 1,02 mai mare decît radiația incidentă pe 16 oglinzi plane late de 2 m.

Celelalte componente ale eficienței sînt prezentate în tabelul 5. Un rezumat al datelor principale ale cîmpului solar este dat în tabelul 6, iar un rezumat al întregului sistem în tabelul 7.

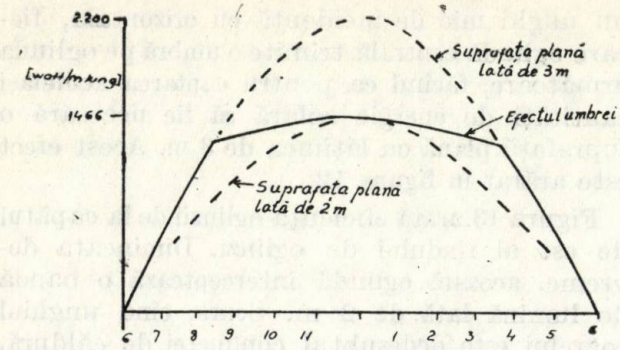


Fig. 12. Lumina colectată de la oglinzile centrale.

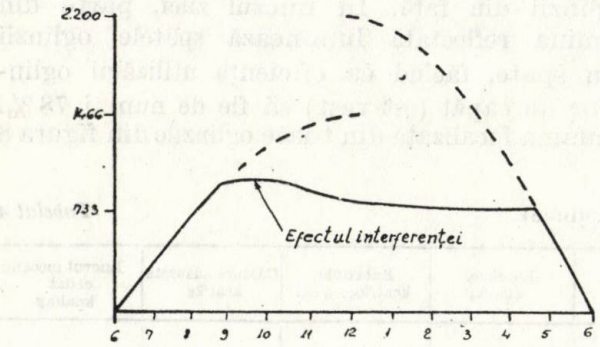


Fig. 13. Lumina colectată de la oglinda din capătul de est. Eficiența combinată a tuturor oglinzilor.

Tabelul 5

Centrală solară practic fezabilă

În Tuscon, Arizona, radiația solară este în medie 265 W/m² și la echinoxul de vară în miezul zilei este de 930 W/m² sau 9,3 MWt pe hectar.

O centrală de 1000 MW va avea nevoie de :

Suprafață de deșert	100 km²
Suprafață acoperită de oglinzi	48
Puterea medie colectată de oglinzi	13000 MW_t
Randamente	
Prima suprafață reflectoare	0,65
A doua suprafață absorbantă a radiațiilor infraroșii (practic)	0,75 0,2
Energia captată (1 − 0,2)	= 0,8
Conducta de căldură, flux de căldură, pompe	0,72
Depozitare de căldură	0,92
Randamente totale	0,077
Putere electrică generată în medie	1000 MW_e

5. Variații anuale

Figurile 3 și 4 indică radiația solară dependentă de unghiul de elevație al soarelui. Tabelul 8 arată cum influențează acest fenomen variațiile anuale în puterea disponibilă dintr-un cîmp solar proiectat pentru 1000 MW_e în medie în Arizona. Se observă că maximul este vara cu 1530 MW_e și minimul, iarna, cu 450 MW_e.

Pentru așezări tropicale ca Ceara — Brazilia, aceste variații sînt neglijabile.

Fluxul radiat *Tabelul 6*

Deasupra atmosferei	0,139 W/cm²
	1,39 kW/m²
Factor de transmisie pentru zonă tropicală	0,9
Factor de transmisie pentru zonă mai puțin favorabilă	0,63
Yuma, Arizona, medie anuală pe suprafață plană	0,0267 W/cm²
	267 W/m²
Pe suprafață plană radiația echinocțiului la prînz	930 W/m²
Cu oglinzi de 2 m lățime la 3 m distanță	
Pe centru, oglinda centrală primește pe zi	
Pe zi, pe metru lungime (excluzînd 1 oră la răsăritul soarelui și 1 oră la apus)	15250 Wh
Capătul oglinzii	9996 Wh
Total pt. 16 oglinzi, pe un metru de lungime	209 kWh
Lungime per 100 m, pe zi	20,9 MWh
Media zi-noapte per m² de oglinzi	272 W
Pentru o centrală de 1000 MW :	
Sînt necesari 13 000 MW de radiație incidentă	
Suprafața oglinzilor	48 km²
Suprafața minimă de sol	100 km²
Fiecare conductă de căldură are 100 m lungime și colectează de la 16 oglinzi	
Numărul conductelor de căldură	14,930
Conducte de alimentare	865 km
Conducte colectoare	73 km

Centrală solară — sumar *Tabelul 7*

Echinocțiul de primăvară la 37° lat. N		
Oglinzi deplasabile	kcal/kg	MW
Puterea generatorului electric		1000
Puterea mecanică a turbinei (95 % randament)		1053
Sistemul de abur		
Ieșirea aburului din turbină	268	1053
Intrarea la zona economizoare	240	943
Intrarea la zona fierbătoare	357	1473
Intrarea la supraîncălzitoare și la cele trei supraîncălzitoare intermediare	289,5	1137
Cantitatea de căldură introdusă în ciclu	905	3553
Cantitatea de căldură evacuată de condensatoare	636	2500
Sistemul optic		
48 km² de oglinzi, incidență		13000
	Randament	
Reflecția primei oglinzi	0,65	
Suprafața de absorbție și suprafețe de sticlă	0,75	
Infraroșul radiat este de 20 %	0,80	
Schimbător de căldură și conducte	0,72	
Pierderi prin depozitarea căldurii geotermice	0,98	
Randament total	0,275	
Puterea utilă obținută din radiația solară	906 kcal/kg	3553
Rezervor geotermic artificial		
Umplutura de pămînt 500 m lățime 500 m lungime 100 m adîncime		
Noapte normală, cădere de temp. 4°C		
Zi întunecoasă și două nopți, cădere max. de temp. 10°C		
Pierdere max. de putere, 40 MW în 4 ore		

În mai multe zile întunecoase, pierderea de putere este 1 MW pe oră.

Nu există căldură disponibilă pentru termoficare.

Tabelul 8

Variații anuale în Arizona

	Watt-ore/zi/m²
Vîrful de vară	9831
Fluxul de energie la echinocțiu	6603
Fluxul de energie anuală medie	6408
Minimum iarna	2860
	Raport
Raport vîrful vara — echinocțiu	1,49
Raport medie anuală — echinocțiu	0,97
Raport minimum iarna — echinocțiu	0,43
Raport vîrful vara — medie	1,53
Raportul echinocțiu — medie	1,03
Raportul minimum — medie	0,45
Raportul vîrf vara — minimum iarna	3,44
Pentru o centrală de 1000 MW_e	
Minimum de vară	1530 MW
Minimum de iarnă	450 MW

6. Costuri

Toate componentele centralei solare sînt în prezent utilizate în mari cantități.

Cele două componente care sînt cele mai scumpe sînt suprafețele cromate pentru oglinzi, care costă 65×10^6 dolari, tuburile de sticlă, de 90×10^6 dolari, și conductele de căldură, de 75×10^6 dolari.

Toate celelalte mecanisme (oglinzile rotitoare, tuburile de oțel, îmbrăcămintea optică, schimbătoarele de căldură, servomecanismele etc.) costă numai 170×10^6 dolari. Presupunînd că clădirile, drumurile și instalațiile sînt de 200 % din costul componentelor, totalul va fi de $1{,}26 \times 10^9$ dolari pentru 1000 MW, adică 1260 dolari pe kW.

Acest cost poate fi comparat cu valoarea de 300 dolari pe kW pentru instalațiile termice de înaltă presiune folosind petrol sau gaze. La 8 % rată de amortizare, pentru o instalație cu combustibil fosil, revine un preț de cost de 0,27 cenți/kWh pentru componenta fixă a investiției și 0,23 cenți aproximativ pentru cea variabilă, adică un total de 0,5 cenți/kWh cu doi ani în urmă. Transmiterea, distribuția și beneficiul fac ca prețul de vînzare să fie de 2 cenți/kWh. O dată cu creșterea prețului combustibilului clasic în fiecare an, această valoare se schimbă continuu.

O centrală solară costînd 1300 dolari/kW va avea valoarea componentei fixe de 1,21 cenți/kWh la o rată de amortizare de 8 %. Nu există un preț al combustibilului, dar există cheltuieli de funcționare și întreținere.

Se poate observa că, în privința costurilor, aceste două sisteme nu sînt numai posibile de comparat, ci chiar competitive.

Pentru un interval de timp mai mare, soluția cea mai favorabilă apare a fi cea a centralei solare.

Costul estimat pentru FBR (fast breeder reactor) este aproximativ 750 dolari/kW, iar dacă la acesta se adaugă cercetarea, controlul, măsuri de securitate, ciclul de combustibil și depozitarea deșeurilor radioactive și costurile indirecte apărute ca urmare a iradierii, posibilitatea de accidente, poluare termică, posibilitatea potențială a șantajului politic, FBR-urile sînt mult mai costisitoare decît centralele solare. O astfel de centrală poate să-și transmită economic energia prin linii electrice clasice cu lungimi între 1000 și 3000 km. Pentru distanțe mai mari, energia poate fi convertită prin hidroliza apei în hidrogen și oxigen, iar acestea, lichefiate, pot fi transportate cu ajutorul petrolierelor în jurul lumii, la prețuri relativ joase.

Cînd energia solară, obținută cu un randament de numai 8 %, este transformată în hidrogen, energia chimică rezultată poate fi utilizată în proporție de numai 35 % în turbine, motoare cu combustie internă etc. Dar ca agent de reducere pentru procese chimice, ca sursă de căldură și ca formă avansată de utilizare în celule și baterii, hidrogenul poate fi utilizat cu randamente superioare. De aceea există posibilitatea ca centralele solare în regiunile tropicale și hidrogenul obținut cu ajutorul lor să poată fi utilizate în locul petrolului și gazelor.

7. Amplasamente posibile pentru centralele solare

Centralele solare pot fi amplasate acolo unde există un surplus de lumină solară, sau preferabil lîngă ocean sau golfuri, unde apele pot fi utilizate ca agent de răcire. Amplasamente ideale există lîngă Golful Californiei, în Mexico, în Gran Desierto, în Ceara — în nord-estul Braziliei, în Australia de sud, în Libia de nord și Egipt, Marea Roșie, Golful Suez și Acaba, precum și în Golful Persic.

Aceste regiuni ar putea livra mari cantități de energie ținuturilor învecinate. Ținuturile de nord ale statului Chile sînt de dorit, dar sudul are un potențial ridicat hidroelectric nedezvoltat. Amplasamente în deșerturi ca acelea ale Arizonei și Nevadei, care nu au granițe la cursuri mari de apă, ar putea să aibă turnuri de răcire cu rezerve de apă, sau turnuri de răcire cu aer, în fiecare caz costul instalației crescînd.

8. Căi posibile de cercetare în domeniul centralelor solare

Importante reduceri pot fi făcute în costul centralelor solare prin investiții în cercetare și proiectare, pentru a îmbunătăți părțile critice ale instalației. Acestea apar acolo unde densitatea de energie este scăzută. Prima componentă este oglinda sau suprafața de reflexie. Metodele ar trebui să facă posibilă fabricarea ieftină a unor suprafețe cromate.

Pierderile de căldură ale conductelor de diametru mare pot fi recuperate cu ajutorul unor pături de aer sau apă folosite la preîncălzire. Oglinzile solare plate pot fi la rîndul lor folosite la preîncălzirea apei de alimentare la 85°C, reducînd numărul de oglinzi și conducte de căldură cu aproximativ 2%.

Oglinzile trebuie interconectate și orientate astfel încît prima să concentreze lumina solară pe dreapta conductei de căldură, a doua pe stînga ei, în felul acesta reducîndu-se efectul de interferență și crescînd randamentul ansamblului.

Oglinzile sînt montate pe axe cu rulmenți și sînt cuplate împreună în ansamble mari, fiecare ansamblu fiind acționat de motoare mici, în așa fel încît să urmărească mișcarea soarelui. Ar fi utilă micșorarea costului acestor părți în mișcare. Este necesar un sistem puternic de vacuum cu pompele de vacuum aferente. Poate este posibilă folosirea unui material absorbant care să mențină vacuum în spațiul dintre țeava de oțel și cea de sticlă și la fiecare 30 de zile acest material să fie degazat cu ajutorul unei pompe de vid.

Trebuie găsite metode optimizate de spălare și curățire a suprafețelor de oglinzi.

Concluzii

Nivelul tehnic actual al instalațiilor nucleare și clasice este rezultatul unor intense cercetări. Aceste importante investiții în cercetare, patente, priceperea și fabricarea instalațiilor au la bază ajutorul guvernamental.

Dacă astfel de investiții vor fi făcute în centralele solare, așa cum s-a prezentat în acest material, este neîndoielnic că ele ar putea să reprezinte o soluție sigură pentru prezentul și viitorul necesităților de energie ale omenirii, la un preț de cost foarte rezonabil.

Bibliografie

[1] Rink, J. E. și Hewitt, J. G. Jr. *Large terrestrial solar arrays. University of Denver Colo.* Seminary on Solar Energy, 1970.

[2] Smith, Otto J. M. *Solar power plant of a feasible concept.* Seminary on Solar Energy. București, dec. 1973.

[3] Daniels, Farrington. *Direct use of the sun's energy.* Yale University Press, 1964; Ballantine Books Inc., No. 345—23794—3—195, 1974.

Studiu experimental al fenomenului de perturbație a schimbului de căldură la fierberea apei în canale inelare

Dr. ing. **A. Badea***)

Procesul de schimb de căldură la fierbere este afectat în unele cazuri de apariția unei înrăutățiri bruște a coeficientului de schimb de căldură, care are ca urmare o creștere însemnată a temperaturii peretelui canalului. Acest fenomen este denumit în literatura de specialitate „criză a fierberii" sau „burnout".

Rezultatele experimentale ale multor cercetări au pus în evidență modul diferit în care apare criza schimbului de căldură, în cazul fierberii subrăcite sau la titluri termodinamice mici, comparativ cu cazul fierberii la titluri termodinamice ridicate, cînd regimul de curgere este inelar dispers [4].

Există însă și alte păreri, potrivit cărora în ambele cazuri natura fenomenului este aceeași și, deci, pot fi folosite aceleași ecuații, care să caracterizeze condițiile critice la fierbere.

În acest articol se prezintă rezultatele unui studiu experimental al crizei schimbului de căldură la fierberea apei în canale inelare, în domeniul titlurilor termodinamice relativ ridicate, studiu efectuat de autor în laboratorul catedrei Centrale nuclearoelectrice din Institutul Energetic din Moscova.

Scopul studiului a fost determinarea influenței fluxului termic, a entalpiei la intrarea în canal, a presiunii și vitezei masice asupra apariției condițiilor critice în canale inelare.

1. Descrierea instalației experimentale

Pentru efectuarea experimentărilor s-a folosit o buclă termică cu circuit închis, executată din oțel inoxidabil 1H18N9T, calculată să funcționeze la presiuni pînă la 240 bar și la temperaturi pînă la 400 °C (fig. 1).

Circulația apei în contur este forțată. Principalele părți ale instalației sînt: conturul

*) Dr. ing. Adrian Badea este asistent la Institutul politehnic București, catedra de centrale electrice.

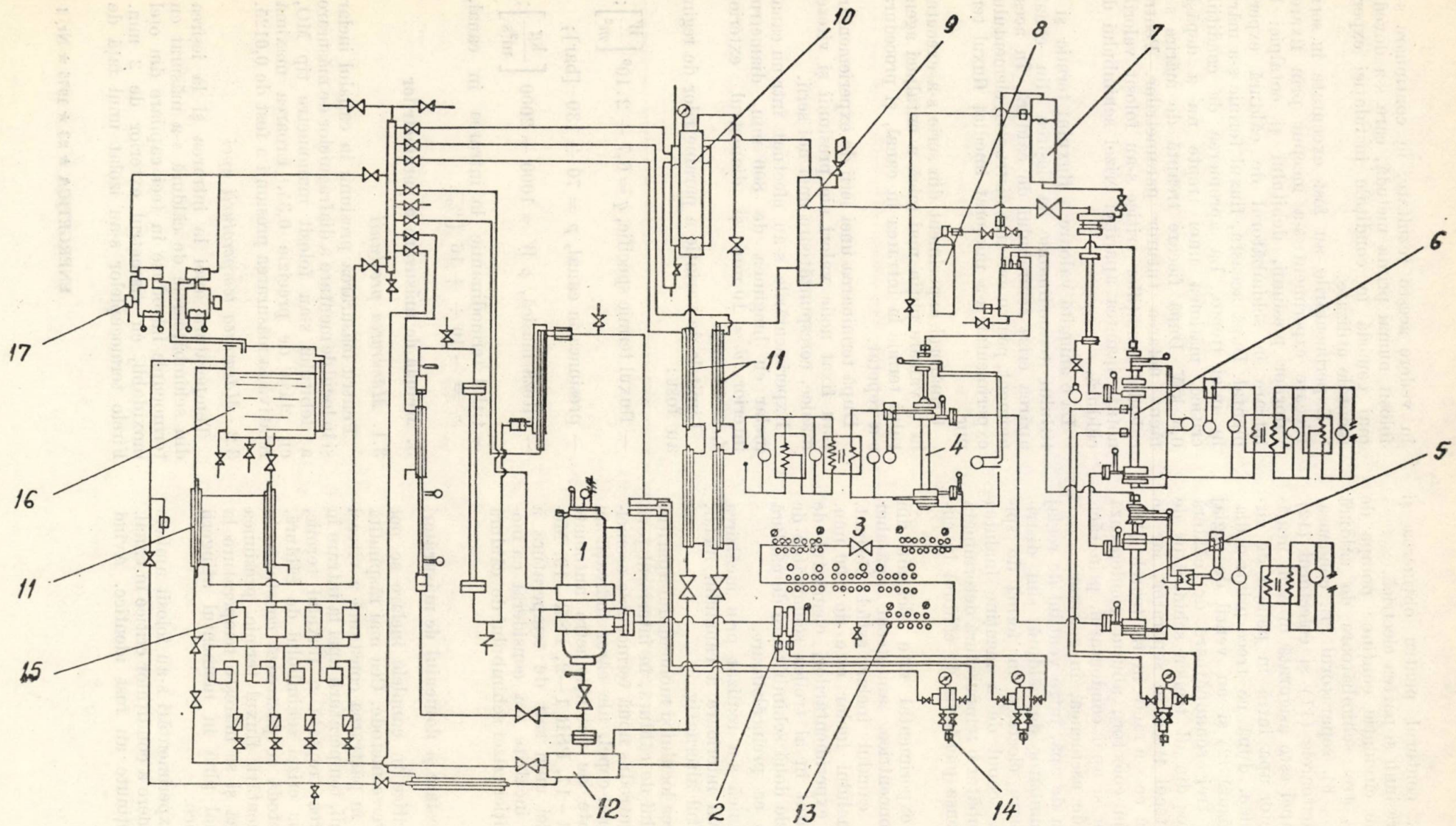


Fig. 1. Schema instalației experimentale:

1 – pompă de circulație; *2* – diafragmă de măsură; *3* – ventil de reglaj; *4, 5, 6* – schimbătoare de căldură; *7* – demfer; *8* – butelie de argon; *9* – separator; *10* – condensator; *11* – răcitor; *12* – colector; *13* – încălzitor electric; *14* – manometru diferențial; *15* – pompe de adaos; *16* – rezervor; *17* – distilator.

de circulație, conturul pentru obținerea și menținerea presiunii și partea electrică.

Conturul de circulație conține: pompa de circulație (1), trei schimbătoare de căldură verticale (4, 5, 6), separatorul (9), condensatorul (10), răcitoarele (11) și colectorul (12).

Circulația apei este asigurată în felul următor: din colector apa intră în pompa de circulație, de unde, după ce trece printr-o diafragmă de măsură (2) și un ventil de reglaj (3), intră în trei schimbătoare de căldură legate în serie; din al treilea schimbător de căldură amestecul trece în separator, iar de aici apa, după ce s-a răcit în răcitoarele (11), se întoarce în colector; aburul condensează în condensator și apoi condensatul, prin răcitoare, intră, de asemenea, în colector.

Pe conducta de apă, între ventilul de reglaj și primul schimbător de căldură, sînt distribuite încălzitoare electrice în formă de spirală, care au scopul de a menține înaintea primului schimbător o temperatură determinată și de a compensa pierderile de căldură în circuit.

Elementul experimental este alcătuit din două țevi concentrice, amestecul apă-abur curgînd prin canalul inelar astfel obținut. Lungimea canalului inelar este de 800 mm.

În timpul experimentărilor, elementul de lucru s-a montat în al treilea schimbător de căldură, primele două schimbătoare de căldură fiind utilizate ca preîncălzitoare.

Sarcina termică s-a realizat prin încălzirea electrică a țevii interioare a canalului inelar, folosind curentul alternativ.

Pentru fixarea locului și momentului apariției crizei schimbului de căldură, în interiorul țevii încălzite s-au introdus nouă termocuple cromel-alumel și cromel-copel, ale căror indicații au fost înregistrate de potențiometre automate tip ASP, PSR1—17, PSR 1—2, PSR—19. Momentul apariției unui salt de temperatură a peretelui țevii încălzite s-a considerat ca moment al apariției crizei schimbului de căldură la fierbere.

2. Metoda de testare și domeniul de măsurători

Condițiile critice în canalele inelare se pot atinge prin diverse metode. Cea mai răspîndită metodă constă în păstrarea constantă a vitezei masice, presiunii, temperaturii apei la intrare în canal și mărirea treptată a fluxului termic, pînă la apariția crizei schimbului de căldură. Într-o altă metodă se păstrează constante în cursul experimentării fluxul termic, presiunea și viteza masică și se mărește temperatura la intrare în canal pînă în momentul atingerii condițiilor critice.

În primele experimentări s-au folosit ambele metode de obținere a condițiilor critice în canal. Rezultatele obținute au fost identice. Avînd în vedere aceste rezultate, în continuare s-a folosit numai prima metodă, care s-a dovedit mai comodă în condițiile instalației experimentale utilizate.

Experimentările au fost executate în serii. Fiecare experiment s-a început prin fixarea valorilor presiunii, debitului și entalpiei la intrare în schimbătorul de căldură experimental. După aceasta, fluxul termic s-a mărit în mici trepte. La apropierea de condițiile critice, mărimea unei trepte nu a depășit 0,5 kW. După fiecare treaptă de mărire s-a făcut notarea tuturor parametrilor. Pentru calculul condițiilor critice s-au folosit valorile notate înaintea apariției crizei schimbului de căldură.

La o anumită valoare a fluxului termic și a titlului termodinamic la ieșirea din canal, apărea criza schimbului de căldură. În acest moment, pentru evitarea distrugerii elementului experimental, s-a micșorat imediat fluxul termic.

Următorul experiment din serie s-a executat la o valoare puțin mai mică a entalpiei agentului termic la intrarea în canal, și procedura s-a repetat.

După terminarea unei serii de experiementări s-au fixat noile valori ale presiunii și vitezei masice, corespunzătoare unei noi serii.

Experimentările s-au efectuat într-un canal inelar cu lungimea de 800 mm, diametrul interior $d_i = 10$ mm și diametrul exterior $d_e = 14$ mm.

Limitele de variație a parametrilor de regim au fost:

— fluxul termic specific, $q = 0{,}7 \div 2.10^6 \left[\frac{W}{m^2}\right]$;

— presiunea în canal, $p = 70 \div 130$ [bar];

— viteza masică, $\rho W = 1000 \div 2000 \left[\frac{kg}{m^2 s}\right]$;

— titlul termodinamic la intrarea în canal, $x_i = -10 \div +16$ [%].

3. Metoda de măsurare a parametrilor

3.1. *Măsurarea presiunii*

Pentru măsurarea presiunii în canalul inelar și în locul de montare a diafragmelor de măsurare a debitului s-au folosit manometre tip MO, cu clasa de precizie 0,35. Eroarea maximă relativă la măsurarea presiunii a fost de 0,0125.

3.2. *Măsurarea temperaturii apei*

Temperatura apei la intrarea și la ieșirea din schimbătoarele de căldură s-a măsurat cu termocuple introduse în teci capilare din oțel inoxidabil, cu diametrul exterior de 2 mm. Firele termocuplelor s-au izolat unul față de

altul și față de corpul tecii cu lac termostabil. S-au folosit termocuple cromel-copel, care în prealabil au fost etalonate. Tensiunea electromotoarelor a fost măsurată cu un potențiometru semiautomat tip R 2/1. Temperatura agentului termic la intrarea și la ieșirea din schimbătorul de căldură experimental a fost în același timp înregistrată de un potențiometru automat înregistrator tip PSR—2. Eroarea absolută maximă la măsurarea temperaturii a fost de 0,28 grade.

3.3. *Măsurarea debitului*

Debitul de apă în contur s-a determinat cu ajutorul unei diafragme de măsură, căderea de presiune în diafragmă fiind măsurată cu un manometru diferențial cu traductoare tensometrice. Tensiunea electrică în diagonala punții traductoarelor tensometrice s-a măsurat cu un microampermetru tip M—95, eroarea relativă maximă la măsurarea debitului fiind de 3 %

3.4. *Măsurarea puterii electrice*

Determinarea fluxului termic s-a făcut cu formula

$$q = \frac{U \cdot I}{\pi d_e l}\left[\frac{\mathrm{W}}{\mathrm{m}^2}\right], \qquad (1)$$

în care

I este curentul ce trece prin elementul experimental, A;
U — căderea de tensiune în elementul experimental, W;
d_e și l — diametrul exterior, respectiv lungimea elementului experimental, m.

Măsurarea curentului a fost făcută cu un ampermetru montat în secundarul unui transformator de curent, așezat pe șina de alimentare cu curent a elementului experimental, iar pentru măsurarea căderii de tensiune s-a folosit un voltmetru electromagnetic de laborator tip AMV, cu clasa de precizie 0,2.

4. Influența fluxului termic și a titlului termodinamic la intrarea în canal, asupra titlului termodinamic critic

Pentru punerea în evidență a influenței fluxului termic, q, și a titlului termodinamic la intrarea în canal, x_i, asupra titlului termodinamic critic, x_{cr}, a fost necesar ca în fiecare serie să fie executate experimente, în care presiunea și debitul de apă au fost păstrate constante.

În figura 2 *a* se prezintă variația $x_{cr} = f(q)$, la presiunea de 90 bar și viteza masică $\rho W = 1500$ kg/m²s, într-un canal inelar din oțel inoxidabil cu $d_1 = 10$ mm și $d_2 = 14$ mm.

În figură se pot observa trei tipuri de variație a lui x_{cr} funcție de q.

În porțiunea AB titlul termodinamic critic se mărește odată cu scăderea fluxului termic; în continuare (porțiunea BC), titlul termodinamic critic nu mai este influențat de variația fluxului termic; după C se observă că el crește din nou, pe măsura micșorării fluxului critic.

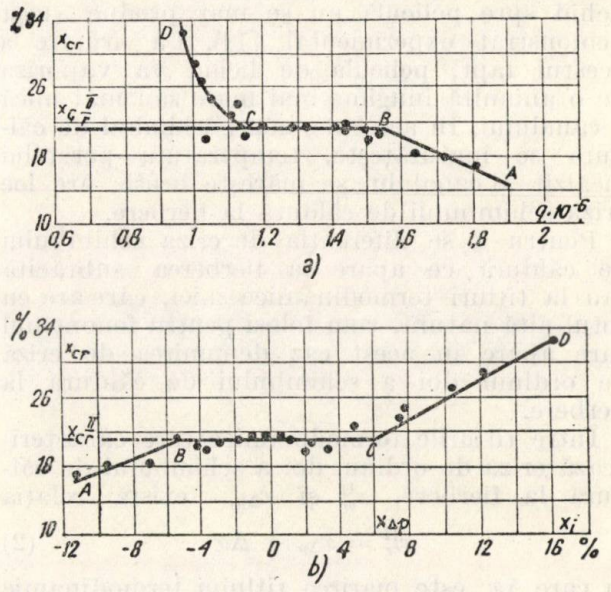


Fig. 2. Influența fluxului termic și a titlului termodinamic la intrarea în canal asupra titlului termodinamic critic ($p = 90$ bar; $\rho W = 1500$ kg/m²s; $d_1 = 10$ mm; $d_2 = 14$ mm).

În figura 2 *b* se evidențiază existența a trei moduri de variație a titlului termodinamic critic x_{cr} și în funcție de valoarea titlului la intrare în canal x_i. Aceste variații se pot explica folosind următorul model fizic al crizei schimbului de căldură la fierbere.

La titluri termodinamice foarte mici amestecul apă-abur curge sub formă de dispersie de bule de abur în apă. Pe măsura creșterii titlului termodinamic, curgerea cu bule trece într-o curgere inelară chiar la titluri de cîteva procente. În cadrul acestei structuri a curgerii, pelicula lichidă de la peretele canalului are o suprafață puternic ondulată, ceea ce duce la mărirea continuă a rezistenței hidraulice în canal.

Datorită difuziei, picături de apă trec continuu în pelicula de lichid. În același timp, la suprafața sa, pelicula vaporizează, iar vaporii trec spre centrul canalului. În afara acestor procese, mai are loc și o antrenare mecanică de picături din pelicula lichidă, în fluxul de abur. Influența acestor trei procese duce la o micșorare continuă a grosimii peliculei de lichid. La o anumită valoare a titlului termodinamic ($x_{\Delta p}$), mișcarea peliculei devine mai stabilă, cu o suprafață netedă, și rezistența hidraulică a canalului începe să scadă, fapt evidențiat de rezultatele experimentale ale multor autori [2], [3] și cunoscut de obicei sub denumirea de „criză a rezistenței hidraulice".

În acest moment se produce trecerea de la curgerea bifazică inelară la curgerea dispersă (sub formă de ceaţă), cînd la peretele canalului se formează o micropeliculă. Deoarece suprafaţa micropeliculei este relativ netedă, antrenarea mecanică de picături de lichid şi difuzia de lichid spre peliculă nu se mai produc (fapt demonstrat experimental [1]). Ca urmare a acestui fapt, pelicula de lichid va vaporiza pe o anumită lungime mai mare sau mai mică a canalului. În acest moment, schimbul de căldură se înrăutăţeşte, temperatura peretelui încălzit al canalului se măreşte brusc, are loc criza schimbului de căldură la fierbere.

Pentru a se diferenţia de criza schimbului de căldură ce apare la fierberea subrăcită sau la titluri termodinamice mici, care are cu totul altă natură, vom folosi pentru fenomenul care apare în acest caz denumirea de criză de ordinul doi a schimbului de căldură la fierbere.

Între titlurile termodinamice care caracterizează criza de ordinul doi a schimbului de căldură la fierbere, x_{cr}^{II} şi $x_{\Delta p}$, există relaţia

$$x_{cr}^{II} = x_{\Delta p} + \Delta x \qquad (2)$$

în care Δx este mărirea titlului termodinamic în procesul vaporizării micropeliculei.

Comparînd rezultatele experimentelor, obţinute în cazul în care a avut loc încălzirea elementului experimental cu cele obţinute cînd încălzirea nu a avut loc, Tarasova şi Leontiev [2] au ajuns la concluzia că titlul termodinamic la care are loc „criza rezistenţei hidraulice" ($x_{\Delta p}$) nu depinde de fluxul termic.

Avînd în vedere că antrenarea mecanică de picături din micropeliculă şi difuzia de picături în ea nu au loc, rezultă că mărirea titlului termodinamic în procesul vaporizării micropeliculei nu depinde de fluxul termic şi, deci, fluxul termic nu va influenţa titlul termodinamic critic care caracterizează criza de ordinul doi a schimbului de căldură la fierberea apei.

Astfel se explică rezultatele experimentelor noastre, care evidenţiază faptul că, în domeniul crizei de ordinul doi a schimbului de căldură la fierbere, titlul termodinamic critic nu depinde de fluxul termic.

Dacă în canal are loc doar o curgere dispersă ($x_i > x_p$), atunci

$$x_{cr} = x_i + \Delta x, \qquad (3)$$

de unde se observă că x_{cr}, în acest caz, depinde liniar de valoarea titlului termodinamic la intrarea în canal (porţiunea CD din figura 2).

Porţiunea AB (fig. 2) caracterizează criza de ordinul întîi al schimbului de căldură la fierbere, care apare la trecerea de la fierberea nucleică la cea peliculară, şi pune în evidenţă faptul că fluxul termic critic, în acest caz, se măreşte odată cu creşterea titlului termodinamic la ieşirea din canal (x_{cr}).

Variaţii analoge cu cele prezentate în figura 2 s-au obţinut pentru toate valorile presiunii şi vitezei masice folosite în cursul experimentărilor, astfel încît s-a putut demonstra, experimental, că variaţia prezentată nu a fost întîmplătoare (fig. 3 şi 4).

În continuare ne-am propus să analizăm în special criza de ordinul doi a schimbului de căldură la fierbere, care este, în general, foarte puţin studiată în literatura de specialitate. Pentru aceasta, în multe serii de experimentări s-a determinat numai mărimea x_{cr}^{II}, ca valoare a titlului termodinamic critic, care nu depinde de fluxul termic.

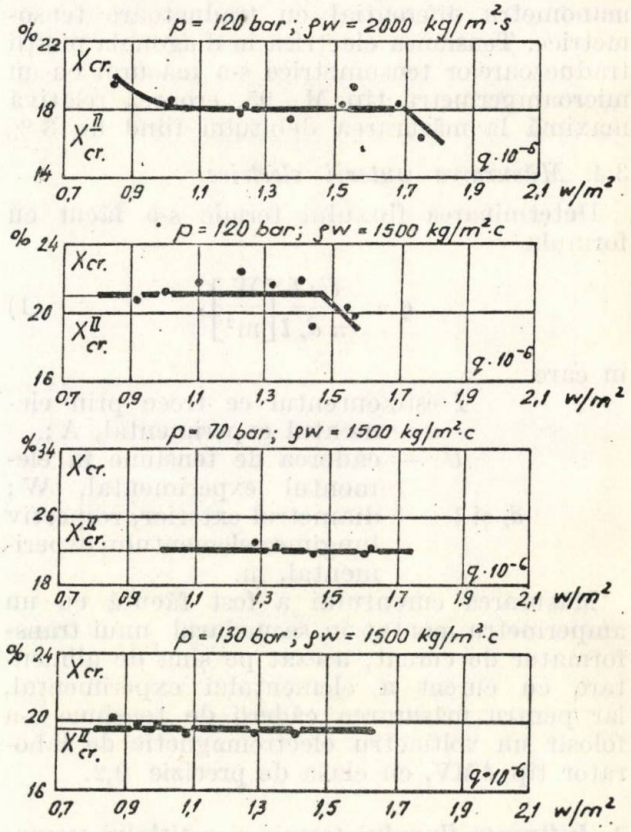


Fig. 3. Variaţia titlului termodinamic critic funcţie de fluxul termic.

5. Influenţa presiunii şi vitezei masice asupra titlului termodinamic, ce caracterizează criza de ordinul doi a schimbului de căldură la fierberea apei (x_{cr}^{II})

Rezultatele studiului experimental al influenţei presiunii şi vitezei masice asupra titlului termodinamic critic sînt prezentate în figurile 5 şi 6.

Prelucrarea datelor experimentale a fost făcută în coordonate $x_{cr}^{II} = f(p)$, pentru valori constante ale vitezei masice (fig. 5) şi în coordonate $x_{cr}^{II} = f(\rho W)$ pentru valori constante ale presiunii (fig. 6).

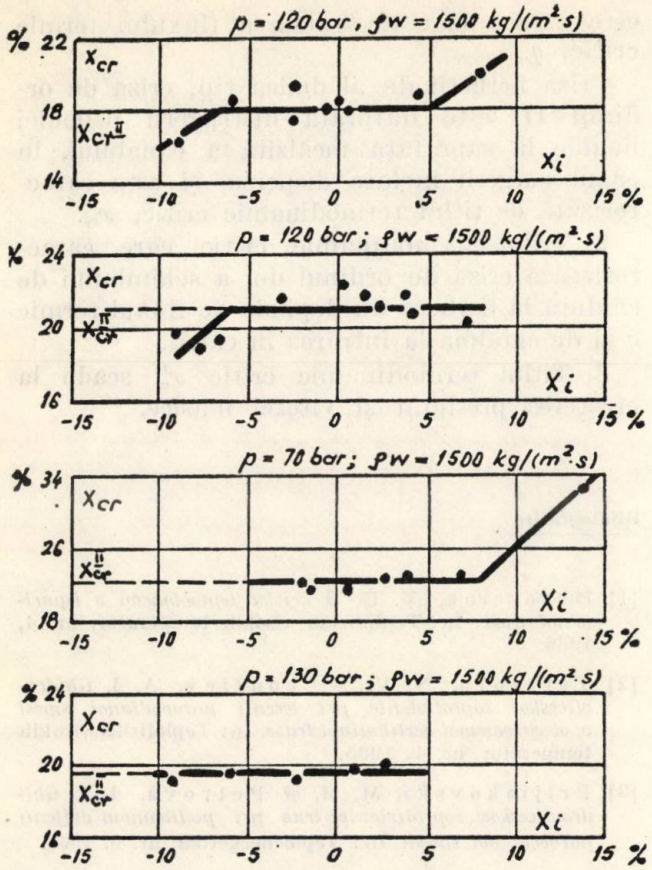


Fig. 4. Variaţia titlului termodinamic critic funcţie de entalpia la intrare în canal.

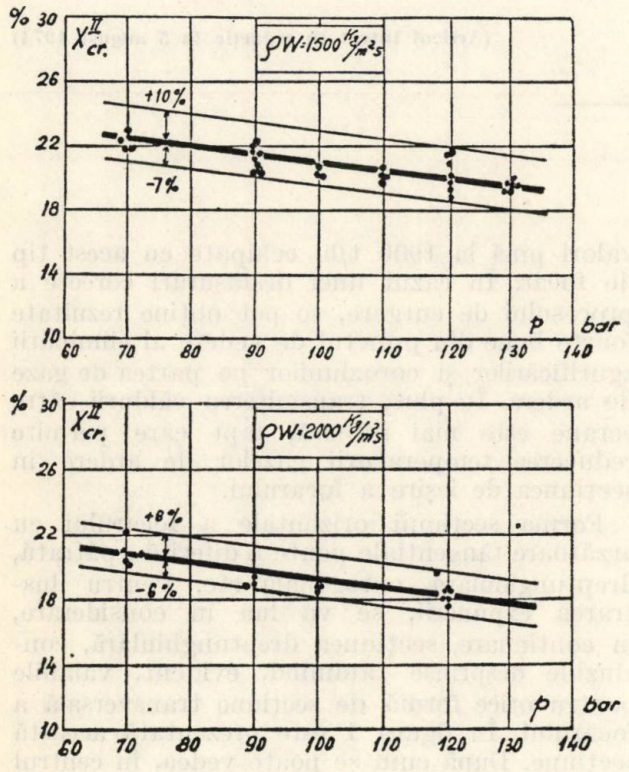


Fig. 5. Variaţia titlului termodinamic critic funcţie de presiune.

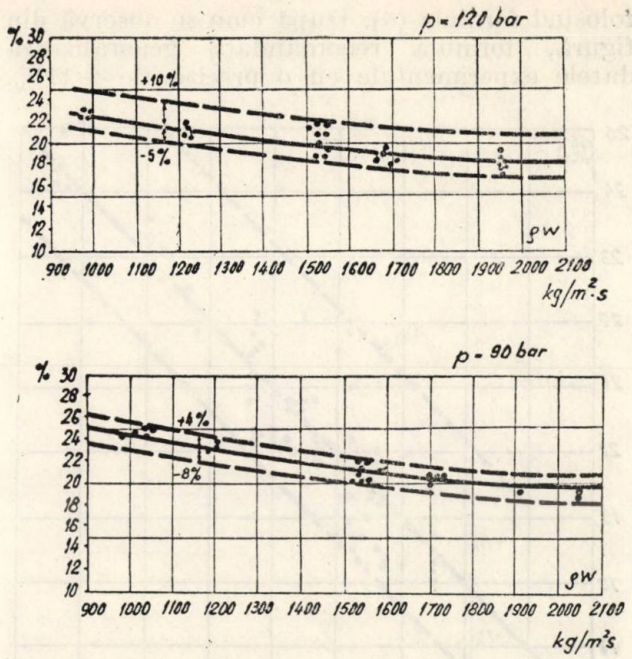


Fig. 6. Variaţia titlului termodinamic critic funcţie de viteza masică.

Din figura 5 se poate observa că titlul termodinamic critic, care caracterizează criza de ordinul II a schimbului de căldură la fierberea apei, se micşorează liniar, pe măsura creşterii presiunii, putînd scrie, pentru valori constante ale vitezei masice,

$$x_{cr}^{II} = k_1 - k_2\, p. \qquad (4)$$

La valori constante ale presiunii, titlul termodinamic critic x_{cr}^{II} variază invers proporţional cu viteza masică, după o lege de forma

$$x_{cr}^{II} = k_3\,(\varrho\, W)^{-0,3}, \qquad (5)$$

în care k_1, k_2 şi k_3 sînt constante.

Rezultă că titlul termodinamic critic x_{cr}^{II} nu depinde de fluxul termic q şi de entalpia la intrarea în canal x_i şi scade la creşterea presiunii p şi a vitezei masice ϱW.

Prelucrînd datele experimentelor obţinute în cadrul programului nostru de cercetare, a rezultat că pentru determinarea titlului termodinamic, ce caracterizează criza de ordinul doi a schimbului de căldură la fierbere, în condiţii similare cu cele ale experimentelor prezentate, poate fi utilizată formula:

$$x_{cr}^{II} = \left(26 - \frac{p}{20}\right)\left(\frac{1500}{\varrho\, W}\right)^{0,3}\ [\%], \qquad (6)$$

în care p este presiunea în canal, în bar;
ϱW — viteza masică în canal, în kg/m²s.

În figura 7 este prezentată comparaţia valorilor experimentale cu cele obţinute prin calcul,

folosind formula (6). După cum se observă din figură, formula recomandată generalizează datele experimentale cu o precizie de $\pm 11\%$.

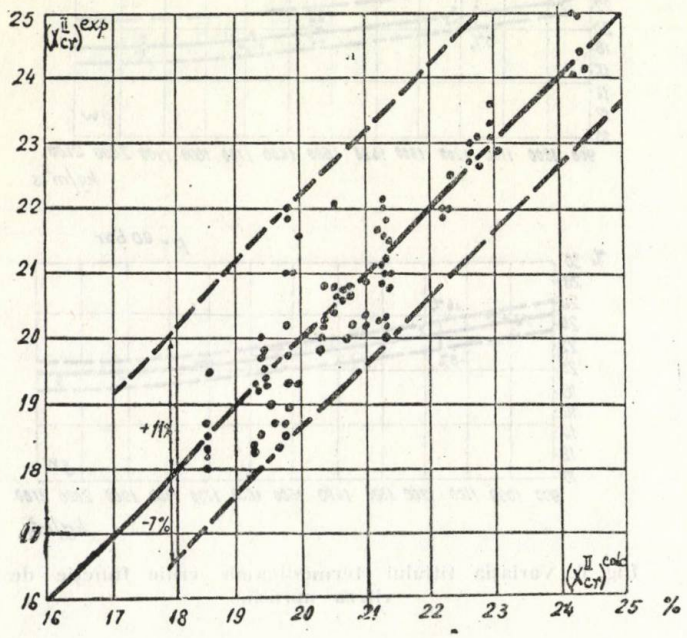


Fig. 7. Comparație între valorile experimentale ale titlului termodinamic critic și valorile calculate cu formula (6).

Concluzii

1. La fierberea apei în canale pot apărea două tipuri de criză a schimbului de căldură. Primul tip, criza de ordinul I, apare la trecerea de la fierberea nucleică la cea peliculară și este caracterizat de valoarea fluxului termic critic, q_{cr}.

Criza fierberii de al doilea tip, criza de ordinul II, este datorată distrugerii peliculei lichide la suprafața încălzită a canalului, în cazul curgerii inelare disperse, și este caracterizată de titlul termodinamic critic, x_{cr}.

2. Titlul termodinamic critic care caracterizează criza de ordinul doi a schimbului de căldură la fierbere nu depinde de fluxul termic q și de entalpia la intrarea în canal.

3. Titlul termodinamic critic x_{cr}^{II} scade la creșterea presiunii și vitezei masice.

Bibliografire

[1] Doroșciuk, V. E. *O krizise teploobmena v isparitelnoi trube.* În: Teplofizika vîsokih temperatur, nr. 4, 1966.

[2] Tarasova, N. V. și Leontiev, A. I. *Ghidravliceskoe soprotivlenie pri tecenii parovodianoi smesi v obogrevaiemoi vertikalinoi trube.* În: Teplofizika vîsokih temperatur, nr. 1, 1965.

[3] Prijiakovski, M. M. și Petrova, I. I. *Ghidravliceskoe soprotivlenie trub pri podiomnom dvijenii parovodianoi smesi.* În: Teploenergetika, nr. 6, 1961.

[4] Badea, A. *Modele fizice ale fenomenelor de perturbație a schimbului de căldură la fierberea în canale.* Energetica nr. 3, 1973.

(Articol intrat în redacție la 5 august 1974)

Posibilități de îmbunătățire a aerodinamicii focarelor cu arzătoare tangențiale

ing. **G. Chercea** *)

Focarele cu arzătoare tangențiale, în care, datorită insuflării aerului și amestecului praf de combustibil — gaze de ardere pe direcții tangente la un cerc imaginar în centrul focarului, se formează un turbion central care se deplasează ascendent, au căpătat în ultimul timp o mare răspîndire, fiind folosite atît pentru arderea prafului de cărbune cît și pentru arderea combustibililor lichizi și gazoși. Au fost construite cazane de abur avînd debite nominale cu valori pînă la 1900 t/h, echipate cu acest tip de focar. În cazul unei desfășurări corecte a procesului de curgere, se pot obține rezultate foarte bune din punctul de vedere al eliminării zgurificărilor și coroziunilor pe partea de gaze de ardere. În plus, transmiterea căldurii către ecrane este mai intensă, fapt care permite reducerea temperaturii gazelor de ardere în secțiunea de ieșire a focarului.

Forma secțiunii orizontale a focarului cu arzătoare tangențiale poate fi diferită : pătrată, dreptunghiulară, octogonală etc. Pentru ilustrarea expunerii, se va lua în considerare, în continuare, secțiunea dreptunghiulară, concluziile desprinse rămînînd, evident, valabile pentru orice formă de secțiune transversală a focarului. În figura 1 este prezentată această secțiune. După cum se poate vedea, în centrul secțiunii este figurat un cerc cu diametrul d, la care sînt tangente axele arzătoarelor, amplasate

*) Ing. George Chercea este cercetător științific principal la ICEMENERG.

în punctele *A*, *B*, *C* și *D*. Construcțiile inițiale de focare erau caracterizate prin amplasarea arzătoarelor exact în colțurile focarului. Cercetările efectuate au arătat că această soluție nu era corectă, datorită apariției efectului de

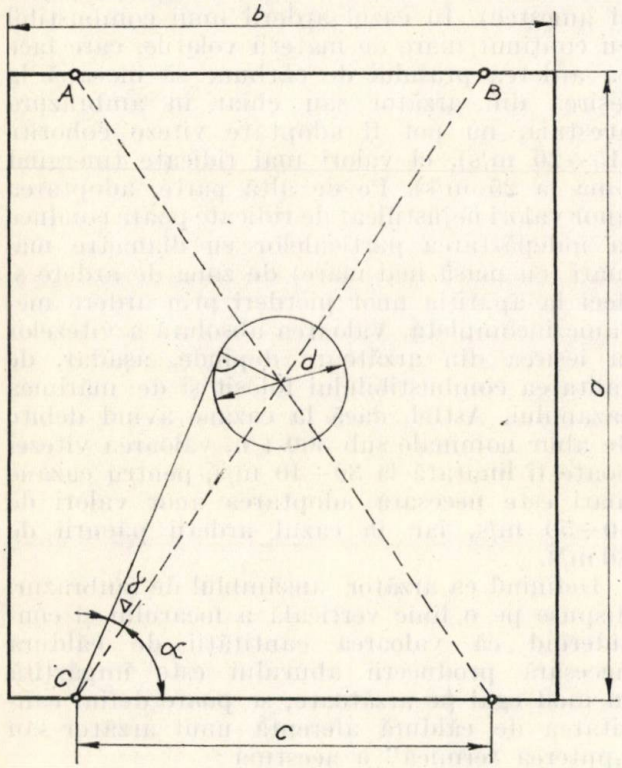


Fig. 1. Secțiune transversală a unui focar cu arzătoare tangențiale.

„lipire" a jetului de peretele adiacent colțului și deci majorării nedorite a pierderilor printr-o ardere mecanic incompletă. Pentru a diminua acest neajuns, arzătoarele se amplasează astăzi la o oarecare distanță de colțurile propriu-zise.

Experiența existentă [1] arată că forma cea mai favorabilă este cea pătrată, dar că este posibilă și adoptarea unei forme dreptunghiulare, caracterizate de un raport al laturilor a/b care nu depășește $1{,}25 \div 1{,}35$. Adoptarea unor secțiuni caracterizate de valori mai mari ale acestui raport ar conduce la dificultăți, uneori de nerezolvat în asigurarea unei curgeri corecte din punct de vedere aerodinamic.

Valoarea diametrului cercului central reprezintă un element mult discutat, care în prezent se adoptă pe baza unor considerente subiective sau ca urmare a rezultatelor de exploatare. Dacă se pornește însă de la considerente aerodinamice, examinînd figura 1 se poate considera că valoarea diametrului acestui cerc depinde, în primul rînd, de unghiul format de tangentele duse la cercul amintit din centrele secțiunilor de ieșire ale arzătoarelor și diagonalele secțiunii dreptunghiulare *ABCD*, delimitate de arzătoare. Examinînd construcțiile de cazane care au dat rezultate bune în exploatare [2], se poate constata că valorile unghiului $\Delta\alpha$ (fig. 1) sînt cuprinse între 4 și 6° pentru secțiuni pătrate, crescînd la $6 \div 8°$ pentru secțiuni octogonale. Prin urmare, se poate considera că adoptarea unor secțiuni cu unghiuri $\Delta\alpha$ care depășesc valoarea de 8° nu este justificată. În acest sens, există experiențe negative în URSS [3], iar în RFG un cazan destinat arderii huilei, echipat cu trei etaje de arzătoare caracterizate de un unghi $\Delta\alpha$ crescător de la etajul inferior la cel superior, a avut un randament coborît datorită apariției unor pierderi prin ardere mecanic incompletă inadmisibil de mari (circa 7,6%), motiv care a condus la reconstruirea arzătoarelor, adoptîndu-se unghiul $\Delta\alpha$ constant.

Deci, se poate considera în medie $\Delta\alpha = 5°$ și, prin urmare, pentru secțiunea pătrată, cu latura a, diametrul cercului central va avea valoarea

$$d = a\sqrt{2}\,\mathrm{tg}\,\Delta\alpha \qquad (1)$$

sau

$$d = 0{,}1238\,a \qquad (1')$$

Această relație rămîne practic valabilă și pentru secțiunea de formă dreptunghiulară, în care a reprezintă lungimea laturii mari a dreptunghiului. Lungimea tangentei la cercul central va fi

$$l_t = \sqrt{a^2 + c^2}\,\frac{\cos\Delta\alpha}{2} \qquad (2)$$

Pentru o secțiune pătrată ($a = c$), relația (2) devine

$$l_t = 0{,}707\,a\cos\Delta\alpha \qquad (2')$$

Considerînd aceleași focare de referință [2], se poate constata că valoarea raportului dintre lungimea tangentei, l_t, și lățimea ambrazurii arzătoarelor, e, are valori cuprinse între limitele $l_t/e = 9 \div 14$. Cunoașterea acestui raport prezintă interes prin faptul că permite determinarea valorii raportului dintre viteza jetului la ieșirea din arzător și viteza într-un punct pe cercul central.

În ultimul timp au fost efectuate numeroase cercetări în domeniul aerodinamicii focarelor cazanelor de abur. Marea majoritate au fost însă destinate realizării unui anumit tip de cazan, cercetările comparative fiind foarte puțin numeroase. Drept urmare, sînt puțin cunoscute fenomenele specifice arzătoarelor multietajate, soluție larg folosită în momentul de față. Cercetările efectuate pe modele izoterme de firma MAN [3], precum și de

ICEMENERG, au pus în evidență că partea importantă a masei de gaze se rotește în focar pe un diametru mediu, care depășește cu mult valoarea d, verificîndu-se ipoteza formulată de ROMADIN [4]. Valoarea diametrului mediu, d_m, pentru un etaj de arzător depinde evident de doi factori: unghiul $\Delta\alpha$, deci diametrul cercului central, d, și lățimea ambrazurii arzătoarelor, e. Considerînd că expansiunea jetului care iese din arzător se adaugă la diametrul cercului central, se poate accepta ca valabilă relația

$$d_m = k\,e + d \qquad (3)$$

Experimentările efectuate de firma MAN au stabilit gama $k = 9{,}18 - 9{,}76$, iar experimentările efectuate de ICEMENERG au stabilit valoarea medie $k = 9{,}376$.

Folosind arzătoare cu mai multe etaje, relația (3) poate fi adusă la o nouă formă, pornind de la ipotezele lui ROMADIN [4]:

$$d_m = k_z \sqrt{z}\; e + d \qquad (3')$$

Odată cu mărirea numărului de etaje, coeficientul k_z se reduce, ca urmare a măririi vitezei tangențiale a turbionului central; de asemenea, valoarea diametrului d_m crește și deci „gradul de umplere cu flacără a focarului" se mărește. Pentru cazul-limită, valoarea diametrului d_m tinde să egaleze valoarea laturii a. Această situație s-ar traduce prin aceea că zona de temperaturi ridicate, care coincide cu zona de ardere, s-ar găsi în imediata vecinătate a ecranelor; ca urmare, s-ar produce o răcire bruscă a flăcării, fapt care ar conduce la apariția unor pierderi prin ardere mecanic incompletă. Se va impune deci condiția $d_m < a$, dar trebuie avut în vedere că o diferență mult prea mare între valorile a și d_m ar conduce la o majorare nejustificată a dimensiunilor focarului. Cu suficientă prudență, se poate considera

$$d_m = (0{,}9 \div 0{,}95)\,a$$

și deci

$$k_z \sqrt{z}\; e + d = (0{,}9 \div 0{,}95)\,a,$$

de unde se obține

$$a = (1{,}05 \div 1{,}1)\,(k_z \sqrt{z}\; e + d),$$

sau, avînd în vedere relația (1'),

$$a = (1{,}2 \div 1{,}27)\,k_z \sqrt{z}\; e \qquad (4)$$

După cum se poate constata din relația (4), „gradul de umplere cu flacără a focarului" este determinat de produsul $\sqrt{z}\,e$. Deci, adoptînd un număr redus de etaje, este necesară mărirea lățimii ambrazurii, făcînd ca în acest fel gabaritul arzătorului să crească, motiv care justifică, în cazul cazanelor mari, adoptarea arzătoarelor cu mai multe etaje.

Elementul de plecare al dimensionării arzătoarelor este valoarea vitezelor agenților (aer și amestec). În cazul arderii unui combustibil cu conținut mare de materii volatile, care face ca arderea prafului de cărbune să înceapă la ieșirea din arzător sau chiar în ambrazura acestuia, nu pot fi adoptate viteze coborîte (15÷20 m/s), ci valori mai ridicate (mergînd pînă la 25 m/s). Pe de altă parte, adoptarea unor valori nejustificat de ridicate poate conduce la îndepărtarea particulelor cu diametre mai mari (cu masă mai mare) de zona de ardere și deci la apariția unor pierderi prin ardere mecanic incompletă. Valoarea absolută a vitezelor la ieșirea din arzătoare depinde, așadar, de calitatea combustibilului folosit și de mărimea cazanului. Astfel, dacă la cazane avînd debite de abur nominale sub 300 t/h, valoarea vitezei poate fi limitată la 30÷40 m/s, pentru cazane mari este necesară adoptarea unor valori de 40÷50 m/s, iar în cazul arderii păcurii de 80 m/s.

Definind ca arzător ansamblul de ambrazuri dispuse pe o linie verticală a focarului și considerînd că valoarea cantității de căldură necesară producerii aburului este împărțită în mod egal pe arzătoare, se poate defini cantitatea de căldură aferentă unui arzător sau „puterea termică" a acestuia:

$$Q_a = \frac{Q}{n}$$

În mod analog, se poate defini puterea termică a unui etaj de arzător:

$$Q_e = \frac{Q_a}{z}$$

Folosind relațiile statistice aproximative propuse de ROSIN [5], poate fi stabilită „producția medie de căldură pentru 1 Nm³ aer necesar arderii", care pentru cărbuni cu putere calorifică cuprinsă între 1600 și 5000 kcal/kg are valoarea $q_{aer} = 820 \div 900$ kcal/Nm³. În acest caz, pornind de la ideea enunțată de ROMADIN [4] și raportînd puterea termică a etajului la 1 m² secțiune de trecere a aerului primar sau secundar, se obține

$$\frac{Q_e}{F_1} = q_{a1} = q_{aer}\,\frac{\varphi_{aer}}{\alpha_1}\,\frac{w_1}{\dfrac{T_1}{273}} \qquad (5')$$

$$\frac{Q_e}{F_2} = q_{a2} = q_{aer}\,\frac{1}{\alpha_2}\,\frac{w_2}{\dfrac{T_2}{273}} \qquad (5'')$$

Deci, folosind relaţiile (5′) şi (5″), pot fi determinate valorile secţiunilor aferente aerului primar şi secundar :

$$F_1 = \frac{Q_e}{q_{a1}} \quad \text{şi} \quad F_2 = \frac{Q_e}{q_{a2}}$$

Secţiunea totală a etajului este

$$F = F_1 + F_2 = e\,h$$

sau, introducînd „factorul de zvelteţe a etajului“,

$$k_e = \frac{h}{e},$$

se obţine

$$F = k_e\,e^2$$

Atunci, considerînd puterea termică specifică pe 1 m² de etaj de arzător,

$$q_e = \frac{Q_e}{F}$$

de unde se obţine

$$\sqrt{z}\;e = \sqrt{\frac{Q_a}{A\,k_e\,w_2}} \qquad (8)$$

Revenind la relaţia (4), se poate scrie expresia care permite determinarea valorii dimensiunii secţiunii focarului în funcţie de aerodinamica şi puterea termică a focarului şi arzătoarelor,

$$a = (1{,}2 \div 1{,}27)\,k_z \sqrt{\frac{Q_a}{A\,k_e\,w_2}} \qquad (9)$$

Construcţiile moderne de cazane echipate cu focare cu arzătoare tangenţiale sînt caracterizate de următoarele valori [1] :

— numărul de etaje, $z = 1 \div 10$;

— lăţimea ambrazurilor, $e = 0{,}6 \div 1{,}8$ m ;

— viteza aerului secundar, $w_2 = 30 \div 50\ (60)$ m/s.

Valoarea k_z poate fi adoptată, în funcţie de numărul de ordine (ascendentă) a etajului de arzătoare, conform indicaţiilor din tabelul următor :

z	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
k_z	9,5÷10	8,8÷9,2	8,4÷8,8	8÷8,4	7,6÷8	7÷7,4	6,4÷6,8	6,2÷6,4	6÷6,2	5,8÷6

şi, ţinînd seamă de relaţiile (5′) şi (5″), se obţine

$$q_e = \frac{q_{a1}\,q_{a2}}{q_{a1} + q_{a2}} = \frac{q_{a2}}{1 + \dfrac{q_{a2}}{q_{a1}}} =$$

$$= \left[\frac{\dfrac{q_{aer}}{\alpha_2}\,\dfrac{273}{T_2}}{1 + \dfrac{w_2\,\alpha_1\,T_1}{w_1\,\alpha_2\,T_2\,\varphi_{aer}}} \right] w_2 ;$$

notînd cantitatea dintre paranteze cu A şi observînd, totodată, că sînt cuprinse elemente de ipoteză constructivă — temperaturi, rapoarte de viteze etc. — se obţine relaţia

$$q_e = A\,w_2 \qquad (6)$$

Prin urmare, puterea termică a etajului de arzător poate fi exprimată prin relaţia

$$Q_e = q_e\,F = A\,k_e\,w_2\,e^2 \qquad (7)$$

sau

$$\frac{Q_a}{z} = A\,k_e\,w_2\,e^2, \qquad (7')$$

Folosirea relaţiilor prezentate este simplă. Adoptînd numărul de etaje, z, şi valoarea vitezei aerului secundar, w_2, din relaţia (8) se obţine valoarea lăţimii ambrazurii arzătoarelor, e. Factorul k_e este impus de condiţiile constructive ; atunci, înălţimea unui etaj este cunoscută :

$$h = k_e\,e,$$

iar înălţimea arzătorului cu mai multe etaje va fi, în cazul ideal :

$$h_a^x = z\,h \qquad (10)$$

Din motive constructive, spaţiul ocupat pe verticală este cu circa 25—35 % mai mare, deci, în realitate :

$$h_a = (1{,}25 \div 1{,}35)\,h_a^x \qquad (11)$$

În concluzie, se poate considera că, pornind de la rezultate obţinute în urma unor cercetări şi constatînd unele elemente comune, au putut fi stabilite relaţii care permit o dimensionare mai judicioasă, din punct de vedere aerodinamic, a focarelor cazanelor de abur. Cu ajutorul acestor

relații se pot determina : valoarea diametrului cercului central al focarului, dimensiunile secțiunii orizontale a focarului, lățimea ambrazurilor arzătoarelor, înălțimea arzătoarelor multietajate și numărul de etaje. Toate relațiile prezentate sînt valabile doar în cazul focarelor cu arzătoare tangențiale.

Notații

d — diametrul cercului central al secțiunii focarului, m;
a — latura mare a secțiunii dreptunghiulare a focarului, m;
b — latura mică a secțiunii dreptunghiulare a focarului, m;
c — distanța între arzătoare, m;
$\Delta\alpha$ — unghiul dintre axa arzătorului și diagonala secțiunii dreptunghiulare, delimitată de arzătoare, °;
l_t — lungimea tangentei dusă la cercul central din centrul secțiunii arzătorului, m;
e — lățimea ambrazurii arzătoarelor, m;
d_m — diametrul mediu al cercului de rotație a masei de gaze corespunzătoare unui arzător, m;
k — coeficient de expansiune a jetului;
k_z — idem, pentru etajul z;
z — numărul de ordine al etajului, numărul total de etaje al arzătorului;
Q — cantitatea de căldură necesară producerii aburului, kcal/h;
n — numărul de arzătoare cu care este echipat focarul;
Q_a — puterea termică a arzătorului, kcal/h;
Q_e — puterea termică a unui etaj de arzător, kcal/h;
q_{aer} — producția medie de căldură pentru 1 Nm³ aer necesar arderii, kcal/Nm³;
F — secțiunea de trecere a aerului printr-un etaj, m²;
w — viteza aerului la ieșirea din arzător, m/s;
φ_{aer} — cota de aer în amestecul aer — praf;
α — cota de aer din cantitatea totală de aer;
T — temperatura absolută a aerului, °K;
q_a — puterea termică a etajului, raportată la 1 m² secțiune de trecere a aerului, kcal/m²h;
h — înălțimea ambrazurii unui etaj, m;
k_e — factorul de zvelțețe a etajului;
q_e — puterea termică specifică pe 1 m² de etaj de arzător, kcal/m²h;
h_a^x — înălțimea ideală a arzătorului, m;
h_a — înălțimea reală a arzătorului, m.

Indici

1 — aer primar;
2 — aer secundar.

Bibliografie

[1] * * * *Jahrbuch der Dampferzeugungstechnik*, 2 Ausgabe, 1972/1973. Vulkan Verlag, Essen, 1972.
[2] Kovalev, L. P. și Fereneț, L. M. *Sostoianie i tendenții razvitiia sovremennîh energheticeskih parogheneratorov*. VINTI, Moscova, 1971.
[3] Buxmann, J și Schwab, G. *Modellversuche für grosse Braunkohle*. Dampferzeuger, VDI, Forschungsheft 559. VDI Verlag, Düsseldorf, 1973.
[4] Romadin, V. P. *Topki s uglovîmi tangențialnîmi gorelkami*. În : Teploenerghetika, 1973, nr. 7, p. 55—62.
[5] Nuber, F. și Nuber, K. *Calcul thermique des chaudières*. Dunod, Paris, 1972.

(Articol intrat în redacție la 21 august 1974)

O nouă variantă a metodei vitezei pentru măsurarea debitelor de apă, utilizînd trasori radioactivi

Ing. **C. I. Bilegan**
și ing. fiz. **Gh. Csapo***)

1. Generalități

Metodele cu trasori pentru determinarea debitelor de fluide din conducte sub presiune sau canale deschise au la bază injectarea continuă sau instantanee a unui trasor (radioactiv, salin sau colorat) în sistemul de curgere și determinarea vitezei sau concentrației trasorului într-un punct suficient de îndepărtat de locul injecției, unde condițiile realizării unui amestec complet sînt îndeplinite.

Prima mențiune privind utilizarea izotopilor radioactivi în acest domeniu a fost făcută de Joly [1] în 1922. Urmează apoi o perioadă în care au fost puse bazele teoretice și experimentale ale dispersiei trasorilor în curentul de fluid și ale influenței diferiților factori hidrodinamici asupra acestui fenomen [2], [3], [4].

Odată cu dezvoltarea tehnicilor experimentale și de prelucrare a rezultatelor, interesul pentru metodele cu trasori a revenit datorită preciziei sporite ce poate fi obținută ($\pm 0{,}5\%$) și datorită aplicabilității sale acolo unde metodele clasice de măsurare a debitelor ridică dificultăți, ca, de exemplu, în cazul măsurării debitelor prin conducte de diametre mari.

Metodele cu trasori sînt indicate pentru efectuarea unor măsurători periodice de mare exactitate, ca : etalonarea „in situ" a debitmetrelor clasice, ridicarea caracteristicilor de funcționare a unor echipamente din circuitele hidraulice, etc. [5], [6], [7].

Cercetările efectuate în cadrul ICEMENERG au avut drept scop elaborarea unei metode radiometrice pentru determinarea debitelor de apă din conducte închise sub presiune și realizarea instalațiilor de măsură aferente.

*) Ing. Const. Bilegan este cercetător științific la ICEMENERG; ing. fiz. Csapo Gheorghe este asistent la Institutul politehnic București.

Dintre cele două variante ale metodelor cu trasori (diluției și vitezei) a fost preferată metoda vitezei, din următoarele considerente :

— se elimină instalațiile complexe de prelevare și prelucrare dozimetrică a probelor de lichid ;

— se reduc la minimum punctele de intervenție asupra conductei, deci se introduce o perturbare hidrodinamică minimă în sistemul de curgere ;

— se pretează la o prelucrare electronică eficientă a informației furnizate de norul de trasor radioactiv, reducîndu-se astfel timpul necesar calculării debitului.

Dificultățile pe care le ridică aplicarea metodei sînt legate, pe de o parte, de limitările impuse de lucrul cu surse radioactive deschise, iar pe de altă parte de problema preciziei determinării secțiunii de curgere sau a volumului interior al conductei dintre cele două puncte de detecție.

Întrucît în domeniul măsurării debitelor nu se admite extrapolarea rezultatelor, pentru etalonarea metodei și aparaturii de măsură, devine strict necesară existența unui sistem absolut de comparație, care de obicei este cîntărirea directă de mare precizie ($\pm 0{,}15\%$). Un asemenea sistem, conceput pentru verificarea unor debite mari, este dificil de realizat și costisitor.

Cu toate acestea, metodele cu trasori pentru determinarea debitelor din conducte închise, sub presiune, de diametre mari, cu acceptarea anumitor ipoteze referitoare la calculul secțiunii conductei, rămîn printre cele mai precise metode aplicabile.

2. Considerații teoretice asupra metodei vitezei

Metoda vitezei se bazează pe introducerea instantanee în curentul de fluid a trasorului și determinarea timpului de trecere a norului radioactiv între două repere, situate la o distanță cunoscută.

Debitul este dat de relația :

$$D = WS_c = \frac{L_D}{\Delta t} S_c = \frac{V_D}{\Delta t} \text{ [m}^3\text{/s]}, \qquad (1)$$

în care :

W — este viteza de deplasare a trasorului, m/s ;

S_c — secțiunea transversală de curgere, m^2 ;

L_D — distanța dintre punctele de detecție, m ;

V_D — volumul dintre detectoare, m^3 ;

Δt — timpul de trecere a trasorului, s.

În punctele de detecție sînt fixate două sonde de scintilație, care pun în evidență trecerea norului de trasor. Numărul de impulsuri electrice de la ieșirea sondei detectoare variază în funcție de concentrația de trasor din lichid. În urma conversiei număr de impulsuri—tensiune, se constată că tensiunea variază în timp după o curbă a cărei alură poate fi considerată, cu o bună aproximație, ca fiind de tip gaussian.

În figura 1 sînt reprezentate curbele caracteristice obținute în urma conversiei număr de impulsuri—tensiune.

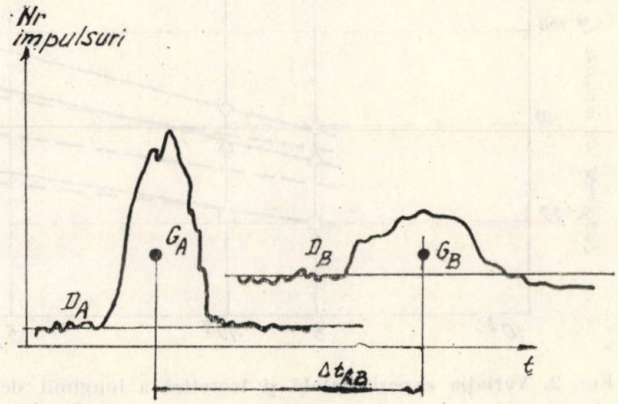


Fig. 1.

Pentru realizarea unei măsurări foarte precise a timpului de zbor sînt necesare următoarele condiții :

— distribuția axială a concentrației de trasor în conductă să fie cît mai apropiată de distribuția gaussiană ideală ;

— concentrația în orice secțiune transversală să fie constantă.

Se definește astfel lungimea de amestec L_A ca fiind lungimea minimă pentru care variația totală a concentrației amestecului în secțiunea transversală este mai mică decît o valoare predeterminată (de exemplu, 0,5%). Rezultă că această lungime nu este fixă, ci variază în funcție de valoarea atribuită variației de concentrație.

Nerealizarea unui amestec perfect în cazul metodei vitezei nu este atît de stringentă în aplicațiile practice, întrucît detectoarele de radiații sînt foarte sensibile și urmăresc un volum mare de amestec radioactiv.

Din figura 2 rezultă că pentru aplicarea corectă a metodelor cu trasori (nu sînt aplicabile regimurilor laminare) este necesară respectarea anumitor lungimi de amestec, în funcție de numărul Reynolds și de mărimea admisă a variației de concentrație de-a lungul secțiunii transversale în care se fac măsurările. De asemenea, se observă că lungimea minimă de amestec L_A este cuprinsă între 50 și 100 de diametre de conductă pentru regimuri de curgere turbulente, la limita inferioară de aplicabilitate a metodelor [7] ($Re \geqslant 10^4$).

Teoretic, timpul de trecere a norului radioactiv între cele două repere este dat de distanța dintre centrele de greutate ale curbelor obținute.

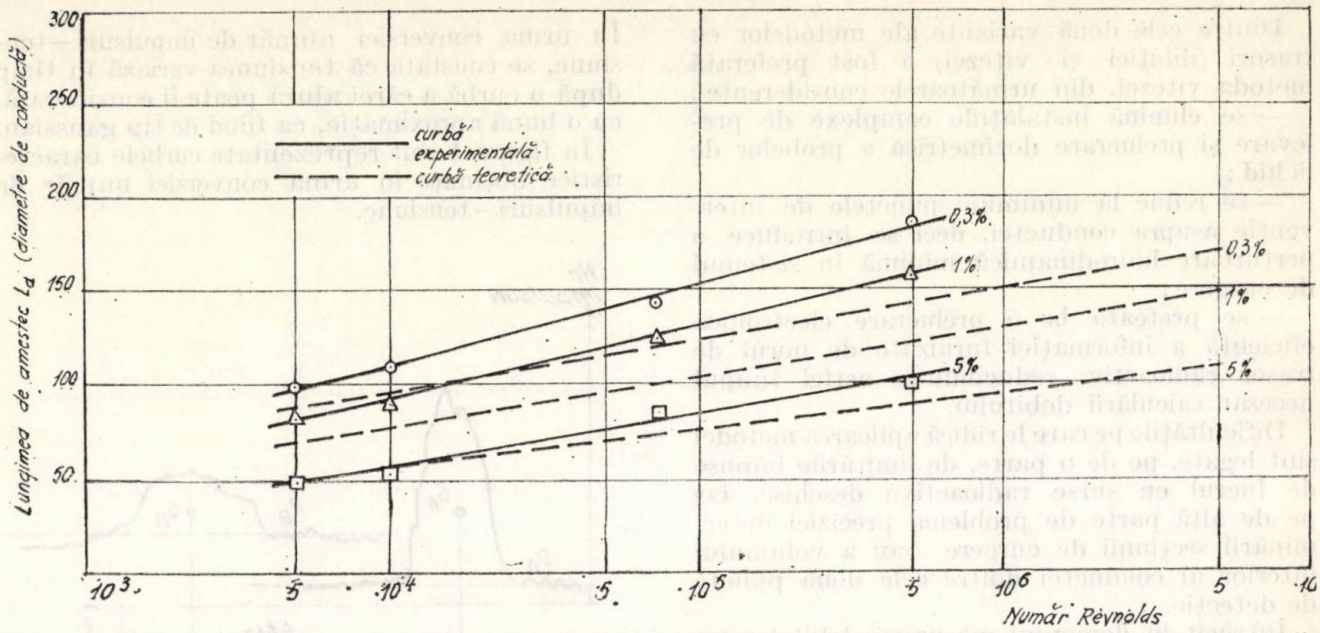


Fig. 2. Variaţia experimentală şi teoretică a lungimii de amestec cu număr Reynolds pentru variaţia de concentraţie a amestecului de 0,3 %, 1 % şi 5 %.

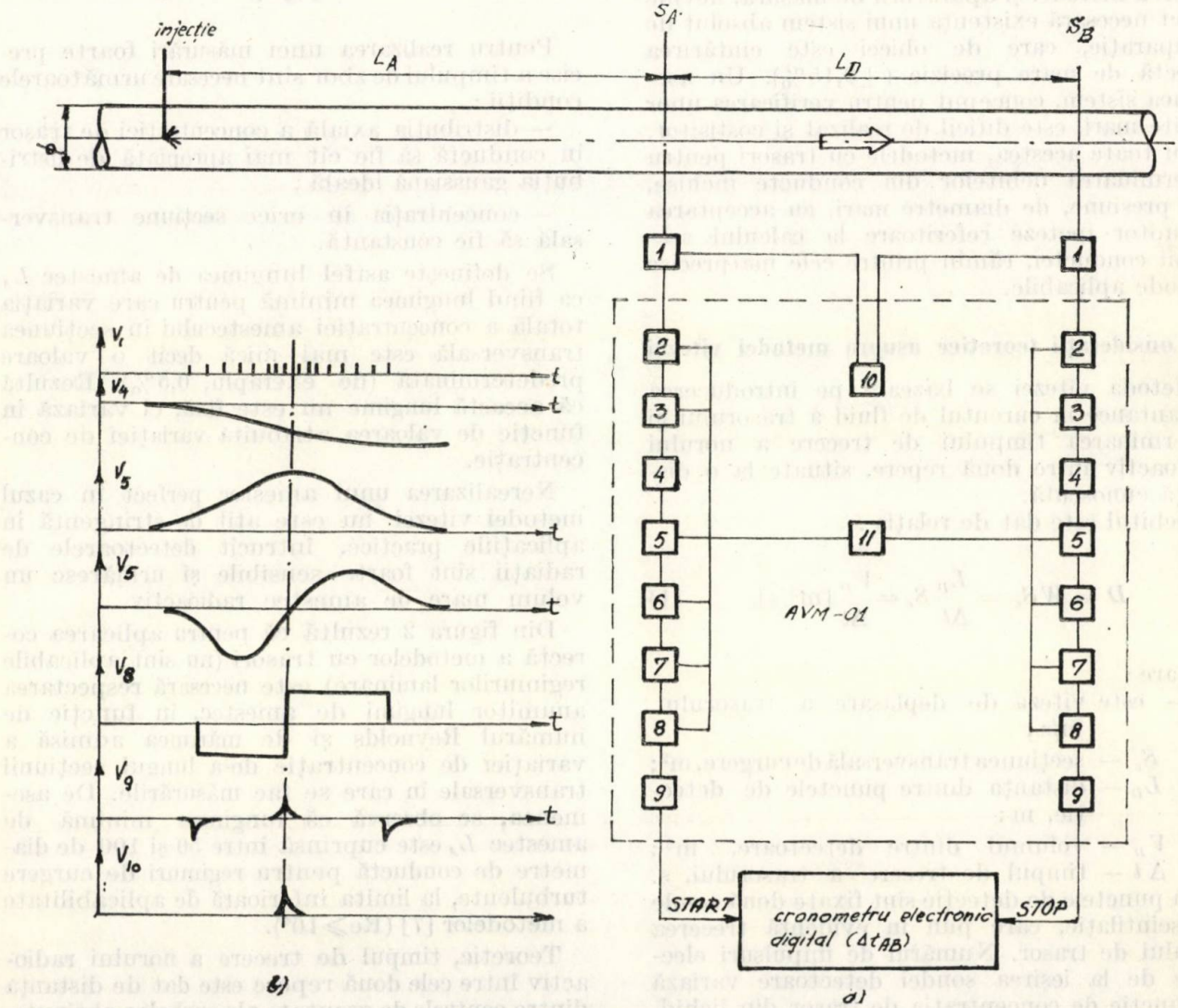


Fig. 3. Schema de principiu a metodei :

1 – sonde de măsură ; *2* – preamplificator ; *3* – circuit formator ; *4* – circuit de integrare ; *5* – circuit de derivare I ; *6* – circuit de derivare II ; *7* – circuit detector de nul ; *8* – amplificator de ieşire ; *9* – circuit de derivare ; 10 – sursă de înaltă tensiune ; *11* – sursă de joasă tensiune.

În practică, datorită faptului că determinarea centrului de greutate al curbelor este dificilă, sînt admise ca puncte reprezentative maximele curbelor sau alte puncte determinate grafic după anumite reguli [7].

În cadrul metodei elaborate la ICEMENERG, ca puncte reprezentative conținînd informațiile referitoare la debitul din conductă au fost alese maximele curbelor obținute la detectoarele de radiații. Determinarea acestor maxime se face cu ajutorul unei instalații electronice speciale, concretizate în aparatul AVM—01. Schema de principiu a metodei este prezentată în figura 3.

3. Principiul de funcționare a aparatului AVM—01

Impulsurile negative obținute la ieșirea din fotomultiplicator (D_1) sînt amplificate în scopul îmbunătățirii spectrului semnalului util într-un preamplificator (*2*) și standardizate într-un formator (*3*), care în acest caz este un circuit monostabil cu cuplaj prin emitor.

Impulsurile astfel formate se aplică la intrarea circuitului de integrare (*4*).

Semnalul obținut în urma integrării impulsurilor este un semnal lent variabil, durata de variație fiind dată de timpul de trecere a norului de trasor radioactiv prin dreptul sondei de măsură. Acest semnal lent variabil este aplicat la intrarea primului circuit de derivare (*5*), la ieșirea căruia se obține o tensiune care variază după o curbă de tip Gauss, realizîndu-se astfel, în acest punct, o conversie număr de impulsuri/s — tensiune. Pentru a putea aplica metoda grafică de determinare a timpului de zbor a trasorului radioactiv, ieșirea circuitului de derivare se poate cupla la un oscilograf cu bucle galvanice.

În continuare, semnalul gaussian este derivat într-un al doilea circuit de derivare (*6*), pentru a pune în evidență momentul de trecere prin valoarea sa maximă.

După al doilea circuit de derivare urmează un circuit detector de nul (*7*), care în momentul trecerii semnalului obținut la ieșirea din al doilea circuit de derivare, prin valoarea zero, furnizează un impuls dreptunghiular al cărui front pozitiv este derivat obținîndu-se un impuls pozitiv de tip Dirac. Notațiile din paranteze corespund figurii 3 *a*.

Aparatul AVM—01 conține două canale identice de detecție a concentrației maxime de trasor. Primul canal generează impulsul de pornire a cronometrului electronic, iar cel de-al doilea impulsul de oprire a acestuia.

Astfel, pe cronometrul electronic digital apare afișat timpul de trecere a norului radioactiv prin dreptul celor două detectoare. Cunoscînd distanța dintre ele, rezultă, printr-un calcul simplu, viteza medie de curgere a fluidului prin conductă și, implicit, debitul.

În figura 3 *b* se vede modul de prelucrare a informației furnizate de norul de trasor de către unul din canalele electronice.

Este de menționat faptul că AVM—01 înglobează și sistemul electromagnetic de acționare la distanță a injecției. Un releu special reglează timpul de injecție a trasorului între 0,05—1,2 s, iar comanda de injecție este dată prin apăsarea unui buton (întreruptor electric).

Detalii în legătură cu proiectarea și funcționarea aparatului AVM—01 se găsesc în [9].

4. Caracteristicile sistemului de injecție a trasorilor

Injecția trasorului în conducta sub presiune se realizează cu ajutorul aerului comprimat, conform schemei de principiu din figura 4,

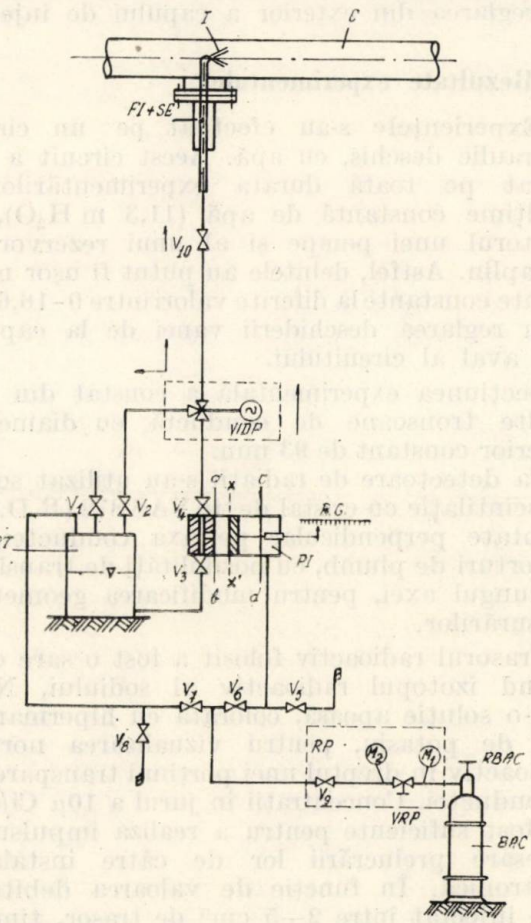


Fig. 4. Schema de principiu a sistemului de injecție.

notațiile avînd următoarele semnificații :

BAC — butelie cu aer comprimat;
RBAC — robinet de închidere BAC;
RP — reductor de presiune;
VRP — ventil reglaj presiune;
RT — rezervor trasori;
PI — pompă de injecție;
RG — riglă gradată;
VIDP — ventil de impuls cu descărcare de presiune;

FI-SE — flanşă injector, sistem etanşare;
I — injector;
C — conductă;
M — manometru;
V — ventile.

Principalii parametri de funcţionare ai sistemului de injecţie sînt:

— timpul de injecţie	0,05 — 1,2 s
— cantitatea de trasor injectat la o injecţie	1 — 20 cm³
— presiunea maximă a fluidului din conductă	20 kgf/cm²
— presiunea maximă la reductorul *BAC*	25 kgf/cm²

Sistemul este astfel conceput încît manipularea trasorului radioactiv din rezervorul *TR*, pentru a fi injectat în conductă se face de la distanţă, cu ajutorul aerului comprimat din *BAC* şi al unei pîrghii de acţionare a ventilelor.

Injectorul se cuplează prin intermediul unei flanşe speciale la conducta depresurizată. Un sistem special de etanşare permite poziţionarea şi reglarea din exterior a capului de injecţie.

5. Rezultate experimentale

Experienţele s-au efectuat pe un circuit hidraulic deschis, cu apă. Acest circuit a asigurat pe toată durata experimentărilor o înălţime constantă de apă (11,3 m H_2O), cu ajutorul unei pompe şi al unui rezervor cu preaplin. Astfel, debitele au putut fi uşor menţinute constante la diferite valori între 0–16,6 l/s, prin reglarea deschiderii vanei de la capătul din aval al circuitului.

Secţiunea experimentală a constat din mai multe tronsoane de conductă cu diametrul interior constant de 93 mm.

Ca detectoare de radiaţii s-au utilizat sonde de scintilaţie cu cristal de tip VAS 872 (R.D.G.), montate perpendicular pe axa conductei, în suporturi de plumb, cu posibilităţi de translaţie în lungul axei, pentru modificarea geometriei măsurărilor.

Trasorul radioactiv folosit a fost o sare conţinînd izotopul radioactiv al sodiului, Na^{24}, într-o soluţie apoasă, colorată cu hipermanganat de potasiu, pentru vizualizarea norului radioactiv în dreptul unei porţiuni transparente a conductei. Concentraţii în jurul a 10μ Ci/cm³ au fost suficiente pentru a realiza impulsurile necesare prelucrării lor de către instalaţia electronică. În funcţie de valoarea debitului s-au injectat între 2—5 cm³ de trasor, timpul de injecţie fiind cuprins între 0,25—1,0 s.

În lipsa unui sistem absolut de comparaţie (cîntărire gravimetrică de mare precizie), s-a utilizat metoda volumetrică. Valoarea stabilizată a debitului de apă (pentru o anumită deschidere a vanei din avalul circuitului experimental) s-a determinat cu ajutorul unui rezervor cu capacitate de 1m³ şi un cronometru acţionat manual. Precizia acestei metode volumetrice a fost estimată în jurul a 1,5 %.

Erorile de măsură introduse de circuitele electronice, în cazul determinării debitelor de lichide cu ajutorul acestei metode radiometrice, se datoresc în principal următoarelor cauze:

— impreciziei de determinare a maximului curbei Gauss;

— asimetriei curbelor experimentale „concentraţie trasor—timp", care doar în cazul ideal sînt curbe Gauss.

Imprecizia de determinare a maximului curbei se datoreşte faptului că forma semnalului la ieşirea circuitului detector de nul nu este dreptunghiulară (deci cu fronturi de durate infinit mici), ci se apropie de o formă trapezoidală. Durata finită τ_0 a frontului provine din faptul că aplicarea în buclă deschisă a amplificatorului operaţional nu este infinită, iar diodele de comutaţie contribuie şi ele la apariţia unor întîrzieri, care însă sînt cu totul neglijabile.

Fronturile semnalului trapezoidal sînt derivate într-un circuit *RC* pentru a obţine impulsurile de „start" sau „stop".

Răspunsul circuitului de derivare se vede în figura 5.

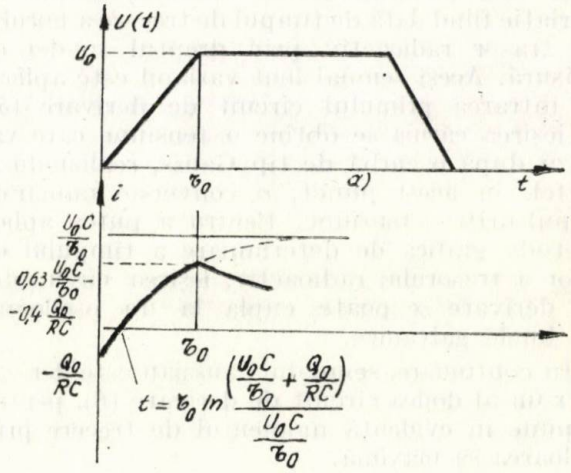


Fig. 5.

Legea de variaţie a tensiunii de ieşire, pentru durata τ_0 a frontului, este:

$$U(t) = R\left[\frac{U_0 C}{\tau_0} - \left(\frac{U_0 C}{\tau_0} + \frac{Q_0}{RC}\right) e^{-\frac{t}{\tau_0}}\right], \qquad (2)$$

în care

U_0 este valoarea maximă a semnalului de intrare în circuitul de derivare RC;

Q_0 — sarcina electrică aflată pe condensatorul de derivare înainte de experimentare.

Considerînd $Q_0 = 0$, expresia tensiunii de ieşire devine

$$U(t) = \frac{U_0 RC}{\tau_0}\left(1 - e^{-\frac{t}{\tau_0}}\right). \qquad (3)$$

Pentru $t = \tau_0$:

$$U(\tau_0) = 0{,}63 \frac{U_0 RC}{\tau_0}, \qquad (4)$$

În cazul circuitului realizat, pentru diferiţi timpi de injecţie, τ_0 se află în domeniul $1 \div 5$ ms, $U_0 = 6$ V ; rezultă deci

$$U(\tau_0) = 0{,}53 \div 2{,}65 \text{ V}.$$

Pragul de declanşare a cronometrului electronic se reglează în domeniul $U_p = 0{,}1 \div 0{,}5$ V. Din relaţia

$$t_i = \tau_0 \ln \frac{U_0 RC}{U_0 RC - U_p \tau_0} \qquad (5)$$

se determină întîrzierea care apare la pornirea cronometrului electronic.

Ca un exemplu, pentru un timp de trecere a norului de trasor, prin dreptul sondei, de două secunde şi o tensiune de prag $U_p = 0{,}2$ V, rezultă timpul de întîrziere $t_i = 1{,}26$ ms pentru o durată a frontului $\tau_0 = 5$ ms.

Se poate deduce eroarea relativă de determinare a maximului curbei Gauss în cazul în care aceasta apare după o secundă din momentul în care detectorul începe să înregistreze trecerea norului radioactiv.

$$\varepsilon_1 = \frac{1{,}00126 - 1}{1} \cdot 100\% = 0{,}q126\ \%$$

În cazul experimentărilor ε_1 nu a depăşit 0,4 %.

Se poate constata că eroarea introdusă de prelucrarea electronică a maximului curbei de variaţie „concentraţie de trasor — timp", faţă de prelucrarea grafică, este practic neglijabilă, mai ales dacă se ţine seamă de faptul că timpul de curgere a fluidului între cele două puncte de măsură a fost totdeauna mai mare de trei secunde.

A doua eroare de măsură, care apare în cazul acestei metode, mult mai importantă decît prima, se datoreşte asimetriei curbelor „concentraţie de trasor — timp", centrul de greutate a curbei necorespunzînd cu vîrful său pe axa timpului. Abaterile de la forma ideală nu sînt totuşi mari, deoarece variaţiile axiale şi radiale ale concentraţiei trasorului radioactiv au reprezentat parametrii de proiectare a sistemului de injecţie şi de calcul al distanţei optime de amestec (distanţa dintre punctul de injecţie şi punctul de măsură).

Astfel, în figura 6 se poate vedea o oscilogramă tipică pentru cele cîteva sute de măsurători efectuate.

În cazul oscilogramei se constată că eroarea relativă ε_2, ce apare prin luarea în considerare

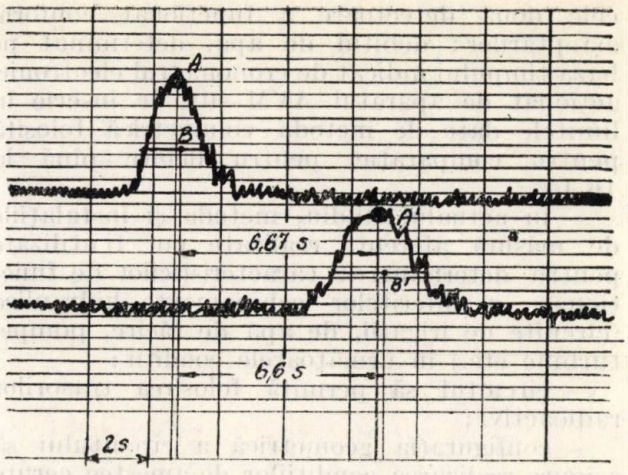


Fig. 6.

a vîrfurilor curbelor în locul centrelor de greutate, este :

$$\varepsilon_2 = \frac{6{,}67 - 6{,}6}{6{,}6} \cdot 100\% = 1{,}06\ \%$$

Analizînd rezultatele experimentale prin compararea timpilor de zbor determinaţi pe cale grafică şi pe cale electronică a rezultat că erorile relative de măsurare se află în domeniul $0{,}5 \div 3\%$, media erorilor fiind situată în jurul a $1{,}2 \div 1{,}3$ %.

Concluzii

Lucrările experimentale au condus la următoarele rezultate :

— metoda elaborată este aplicabilă pentru conducte închise sub presiune, în sisteme hidraulice care permit utilizarea trasorilor radioactivi în avalul punctului de injecţie, pentru regimuri turbulente ($Re \geqslant 10^4$) ; rezultatele optime au fost obţinute în geometrii (L_A şi L_D) apropiate de cele calculate teoretic ;

— sistemul de injecţie conceput şi realizat a dat rezultatele scontate, formele norului radioactiv şi ale impulsurilor obţinute la detectoare (fig. 1) pretîndu-se prelucrării electronice imaginate. (Cercetătorii de la EdF au realizat un sistem de injecţie a trasorului mai perfecţionat, care exclude mînuirea relativ greoaie a soluţiei radioactive — transport, depozitare, diluare, încărcare în instalaţie ; aceasta se realizează prin utilizarea unei surse radioactive fixe, puternică, de viaţă lungă, activarea soluţiei de injecţie obţinîndu-se prin trecerea ei prin dreptul sursei. Instalaţia de injecţie devine astfel uşor transportabilă, funcţională, trasorul radioactiv „fabricîndu-se" pe loc) ;

— instalaţia electronică de măsurare a timpului de trecere a norului radioactiv între

cele două detectoare a funcţionat conform aşteptărilor; debitul de apă, determinat pe baza timpului indicat de cronometrul electronic, acţionat de aparatul AVM—01, se înscrie în limitele date de metoda volumetrică folosită pentru comparaţie, pentru debite pînă la 16 l/s.;

— în actualul stadiu, metoda şi instalaţiile de măsură aferente realizate pot fi utilizate pentru determinarea caracteristicilor de funcţionare a diferitelor echipamente hidraulice (circuite de irigaţii, de apă de răcire, pompe, turbine etc.) în următoarele condiţii:

— circuitul să permită folosirea trasorilor radioactivi;

— configuraţia geometrică a circuitului să asigure realizarea condiţiilor de amestec cerute de metodă;

— stabilirea şi acceptarea unei anumite precizii la determinarea volumului conductei între detectoarele de radiaţii.

Bibliografie

[1] Joly, J. *On a new method of gauging the discharge of rivers.* Sci. Proc. Royal Dublin Soc., 16, 489, 1922.

[2] Allen, C. M. şi Taylor, E. A. *Trans. Am. Soc. Mech. Eng. 45,* 285, 1923.

[3] Young, L. şi Wilson, G. Mech. Eng. Res. Lab., Glasgow, Fluids. Report nr. 60, 1957.

[4] Taylor, G. I. *The dispersion of matter in turbulent flow through a pipe.* În: Proc. Roy. Soc. (Londra), Seria A, 223, 446, 1954.

[5] Clayton, C. G., Ball, A. M. şi Clark, W. E. *The accurate measurement of turbulent flow in pipe using radioactive isotopes. The isotope velocity technique.* A.E.R.E. Berkshire, Report nr. R—3090, 1959.

[6] Clayton, C. G., Spackman, R. şi Ball, A. M. *The accuracy and precision of liquid flow measurement by radioactive isotopes.* Symp. on radioisotope tracers in industry and geophysics, I.A.E.A., Praga, 1967.

[7] Clayton, C. G. şi Evans, G. V. *The constant-rate-injection and velocity methods of flow measurement for testing hydraulic machines.* A.E.R.E. Wantage, Berkshire, Report nr. R—5872, 1968.

[8] Knapp, M., Restarovic, S. şi Loncaric, J. *Flow rate measurements in hydropower plants by means of radioisotopes.* În: Inst. Journ. of App. Rad. and Isotopes, vol. 18, 1967, p. 101—109.

[9] Csapo, Gh. *Cercetări experimentale pentru realizarea unui detector al densităţii maxime de impulsuri, generate cu distribuţie gaussiană în timp.* Sesiunea de comunicări tehnico-ştiinţifice ICENERG—IRME, Bucureşti, 1973.

(Articol intrat în redacţie la 24 aprilie 1974)

Experimentări privind determinarea stării structurale şi a proprietăţilor mecanice ale oţelurilor unor supraîncălzitoare finale cu perioadă îndelungată de utilizare din cazanele centralelor termoelectrice

Ing. **I. Forje,**
ing. **C. Cocoş,**
ing. **D. Pascu***)

În lucrarea de faţă se analizează structural şi mecanic modificările care au survenit în materialul ţevilor de supraîncălzitoare ale cazanelor de tip TGM după circa 40 000, 55 000, 60 000 şi 65 000 ore de funcţionare, dintre care în prima perioadă temperatura aburului a fost de 570°C, iar în ultimile 10 000 ore de 540°C.

De asemenea, s-au analizat şi depunerile existente la exteriorul ţevilor, provenite din produsele de ardere, şi influenţa depunerilor exterioare şi a celor interioare asupra comportării materialului.

Tipurile de analize efectuate asupra materialului ţevilor (12 HlMF) sînt:

— analize chimice;

— analize microstructurale (granulaţie, incluziuni, structura la margine şi miez);

— analize de duritate;

— analize mecanice pe probe longitudinale (avînd în vedere grosimea mică a ţevii) la temperatura ambiantă, la 510, 540, 570 şi 600°C (numai la tracţiune).

Lucrarea mai cuprinde şi analiza stratului de oxizi care acoperă ţeava, cules imediat după oprirea cazanului.

Materialul studiat, analiza chimică şi aspectul vizual

Din tabelul 1 rezultă că s-au studiat probe din oţel 12HlMF nefolosit şi utilizat timp de diferit număr de ore la cinci cazane diferite din două centrale.

*) Ing. Iulia Forje şi ing. Constantin Cocoş lucrează la ICEMENERG; ing. Dumitru Pascu lucrează la IMGB.

Tabelul 1

Teava	Ore de funcționare	Dimensiuni măsurate, mm			Combustibilul folosit
		diametrul exterior	grosimea peretelui*)	grosimea depunerii la exterior	
Nefolosită (C_0)	0	38	6	—	—
Cazanul 1 (C_1)	59 000	37,6	5,9	0,95	Gaz 100 %
Cazanul 2 (C_2)	56 500	37,4	5,7	0,8	5 % gaz + 95 % păcură
Cazanul 3 (C_3)	42 000	37,5	5,8	0,75	
Cazanul 4 (C_4)	40 500	37,8	5,9	0,5	
Cazanul 5 (C_5)	66 200	38	5,7	0,3	5 % păcură + 95 % gaz

* În grosimea peretelui intră și stratul interior depus.

La analiza chimică s-a constatat că toate tronsoanele de țeavă folosite sînt din același oțel 12HlMF (tabelul 2).

specialitate și cu cele culese din cazane (depozite căzute după un anumit timp).

Importanța stratului depus la exterior se datorește rolului pe care îl joacă în schimbul de căldură dintre mediul cald (gazele de ardere) și metal. În lucrarea [1], care tratează rolul depunerilor în cazanele cu combustibil solid, se afirmă că un strat depus de numai 0,5 mm (care se depune în primele sute de ore de funcționare) reduce transferul de căldură către pereți cu circa 7% în comparație cu cel obținut pe țevi curate și mărește temperatura cu circa 60°C; la concluzii similare au ajuns și cercetătorii sovietici.

Deoarece măsurarea transferului de căldură este foarte dificilă (operație de laborator), s-au luat în considerare măsurătorile de temperatură ale gazelor de ardere la ieșire (temperatura gazelor la coș) și se observă că, de exemplu, la cazanul C_1 există o variație mare de temperaturi, între 106 și 142°C. Deși furnizorul și constructorul acestui tip de cazan au recomandat

Tabelul 2

Teava	C, %	Mn, %	Si, %	Cr, %	Mo, %	V, %	Observații
GOST	0,08—0,15	0,4—0,7	0,17—0,37	0,9—1,2	0,25—0,36	0,15—0,30	P (0,03 %) și S (0,025 %); se încadrează în limitele admisibile
C_0	0,11	0,6	0,36	1,1	0,24	0,25	
C_1	0,12	0,48	0,35	0,99	0,34	0,23	
C_2	0,1	0,47	0,33	0,99	0,34	0,23	
C_3	0,09	0,53	0,26	0,91	0,33	0,23	
C_4	0,12	0,54	0,35	1,04	0,34	0,24	
C_5	0,11	0,59	0,33	1,04	0,33	0,25	

Examinînd vizual tronsoanele, s-a observat existența unui strat exterior aderent de depuneri și un strat interior destul de aderent, de culoare gri-cenușiu, de grosimi pînă la 1 mm. Dintre aceste două straturi s-a studiat numai cel exterior, stratul interior nefiind luat în considerație.

Din tabelul 1 se constată că grosimea stratului depus la exterior variază între 0,3 și 0,9 mm.

Una dintre teoriile moderne ale depunerii la exterior presupune o depunere continuă, care crește pînă la atingerea unei limite specifice tipului de cazan și combustibilului ars, după care se desprinde de pe țeavă, procesul reluîndu-se. Această ipoteză este rezultatul unor cercetări efectuate pe cazane care au ars combustibilul solid și lichid [1].

Analizînd chimic depozitul din exterior (tabelul 3), se constată că acesta concordă în general cu compozițiile date în literatura de

o temperatură pentru gazele de ardere la coș de 124°C, variația temperaturii constatată în exploatare nu poate fi legată în special de stratul depus (nu se remarcă o variație în sens crescător), ci de condițiile în care decurge procesul de ardere.

Variațiile de regim în procesul de ardere au o influență importantă și asupra comportării metalului țevilor, în special în cazul în care țevile prezintă depuneri atît la exterior cît și la interior. Desele spargeri ale țevilor-ecran-treapta a II-a salină — înregistrate la acest tip de cazan (cu depuneri destul de mari în interior) ar putea avea drept cauză și aceasta.

La cazanele 1...5 nu se pot face aprecieri asupra reducerii grosimii pereților țevilor datorită coroziunilor exterioare și interioare ce se produc în timpul exploatării, deoarece nu se cunosc dimensiunile inițiale ale țevilor.

Tabelul 3

Teava	Analiza chimică, %							Felul depunerii
	Fe	Cr	Mn	V	SiO_2	Na	SO_3	
C_1	70,49	0,68	0,44	0,09	0,53	0,6	0,8	Căzută în cazan
	67,3	0,21	0,38	0,07	1,23	1,3	2,5	Desprinsă
C_2	14,75	0,29	0,19	0,17	2,83	20,86	51,0	Căzută
C_3	69,02	0,52	0,48	0,09	0,48	0,6	0,8	Desprinsă
C_4	66,46	0,11	0,42	0,07	1,17	1,2	2,3	Desprinsă

Urmărirea modului de depunere a stratului exterior, a compoziţiei lui şi a influenţei pe care o are asupra metalului formează obiectul unor intense cercetări pe plan internaţional (S.U.A., Franţa, U.R.S.S., Anglia etc.).

Analize structurale

Tronson de ţeavă C_0, *nefolosit*

a) Incluziuni nemetalice

Studiind microscopic suprafeţele probelor metalografice din aceste ţevi neatacate, se constată o repartizare neuniformă a incluziunilor; astfel, există zone cu o densitate foarte mare a acestora (fig. 1), iar în alte zone cantitatea de incluziuni scade brusc (fig. 2).

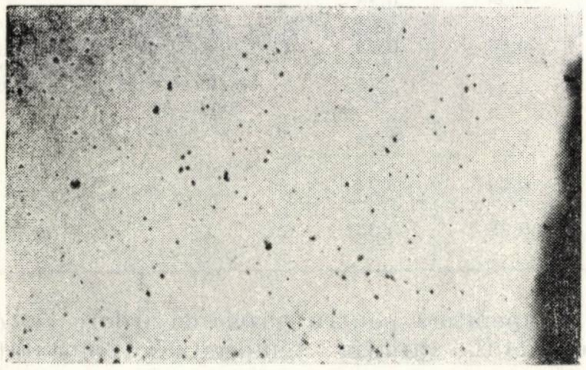


Fig. 1. Proba C_0, secţiune transversală, marginea interioară; neatacat; 100 :1.

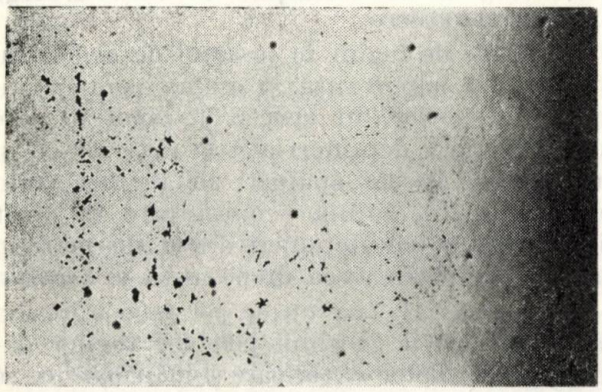


Fig. 2. Proba C_0, secţiune transversală, marginea exterioară; neatacat; 100 :1.

b) Structura metalografică

Probele din materialul C_0 au fost studiate în stare atacată la microscop, la diferite grosismente.

Microstructurile observate sînt reproduse în figurile 3—7. Probele din materialul cazanului C_0 prezintă granulaţii diferite în cele două secţiuni (longitudinală şi transversală), ca, de exemplu, în figura 3, faţă de figura 4. În secţiune transversală, structura este mai fină, şi anume cu punctajul 10, faţă de punctajul 9 în secţiune longitudinală.

În probele longitudinale apare uneori structura în benzi, perlita fiind dispusă în şiruri (fig. 4).

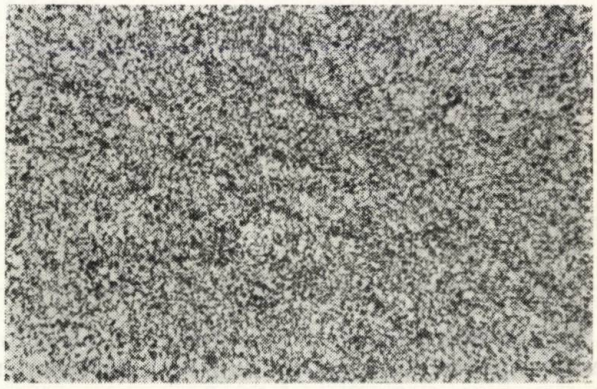


Fig. 3. Proba C_0, secţiune transversală prin miez; atac cu nital; 100 :1.

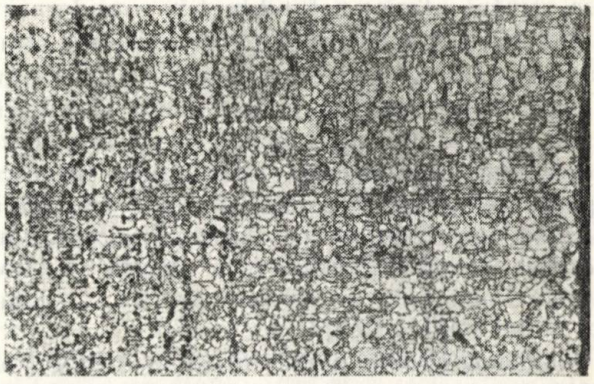


Fig. 4. Proba C_0, secţiune longitudinală, marginea interioară; atac cu nital; 100 :1.

Structura este formată din cristale albe de ferită și cristale de perlită, închise la culoare. Perlita prezintă un aspect parțial globulizat (fig. 5).

În unele zone, în special spre marginile pereților țevii, în locul cristalelor perlitice apar precipitate de carburi fine în interiorul și la limita cristalelor (fig. 6).

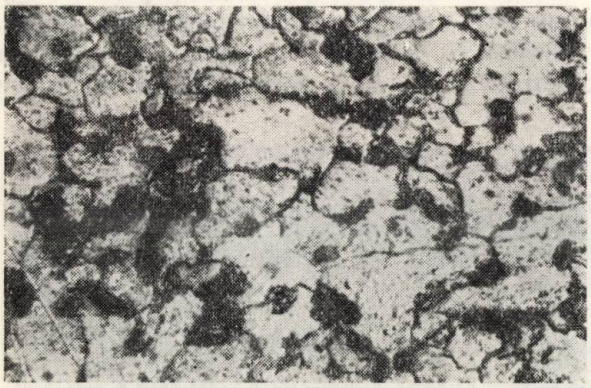


Fig. 5. Proba C_0, secțiune transversală prin miez; atac cu nital : 100 :1.

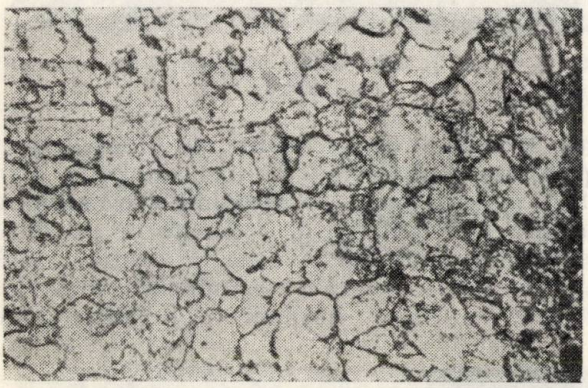


Fig. 6. Proba C_0, secțiune longitudinală, marginea interioară; atac cu nital; 100 :1.

În apropierea marginii exterioare s-a constatat prezența unei zone ecruisate; metalografic, aceasta apare sub forma unor grăunțe alungite (fig. 7), ca în cazul suprapunerii de material.

c) Straturi decarburate

Materialul acestor conducte prezintă straturi decarburate atît la suprafața interioară cît și la cea exterioară, după cum rezultă din figura 4. Mărimea stratului decarburat, măsurată la microscopul metalografic, este, în medie, pentru marginea exterioară 0,27 mm, iar pentru marginea interioară 0,17 mm.

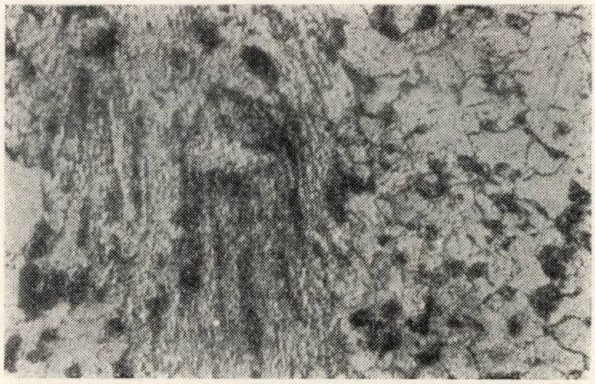


Fig. 7. Proba C_0, secțiune transversală prin miez; atac cu nital; 500 :1.

d) MicroduritățI

Datorită structurii extrem de fine și în special a cristalelor perlitice, la măsurarea microdurității acestora, amprenta penetratorului a depășit limitele cristalului. În această situație, microdurităților prezentate în tabelul 4 reprezintă valorile determinate în ferită, pe de o parte, și ferită + perlită, pe de altă parte.

Structura corespunzătoare pentru acest oțel, conform concluziilor ultimelor lucrări ale spe-

Tabelul 4

Locul încercării	Constituenții metalografici	Transversal			Longitudinal		
		Mărimea amprentei (diviziuni)	Amprenta medie	HV_0. 1 daN/mm²	Mărimea amprentei (diviziuni)	Amprenta medie	HV_0. 1 daN/mm²
Marginea exterioară	Ferită	111 ;109 ;108	33,8	162	109 ;108 ;114	34,1	159
	Ferită + perlită	106 ;111 ;104	33,2	168	101 ;100 ;102	31,3	183
Miez	Ferită	108 ;104 ;111	33,5	165	100 ;109 ;104	32,3	177
	Ferită + perlită	107 ;109 ;105	33,2	168	102 ; 99 ;100	31,0	192
Marginea interioară	Ferită	109 ;109 ;107	33,8	162	106 ;105 ;107	32,9	171
	Ferită + perlită	106 ;101 ;104	32,3	177	99 ; 98 ; 98	30,4	201

cialiștilor sovietici [2]—[6] și români [7] este: structură cu granulația 5, formată din ferită + bainită (structură intermediară) pînă la 10% bainită, structură recomandată și de normele interne sovietice. Acest aspect structural nu a fost întîlnit la nici una din țevile analizate.

Tronson de țeavă C_1 — *59 000 h*

Structura țevii este fină, omogenă, cu granulație de gradul 7—8, cu granule de ferită + aglomerări de carburi, în special la marginea cristalelor.

Pe secțiunea longitudinală se mai păstrează o orientare pe direcția de laminare (fig. 8).

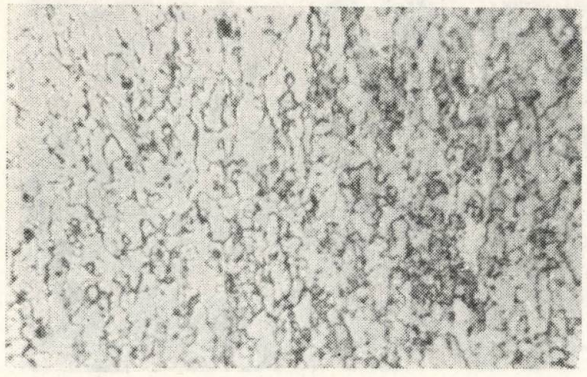


Fig. 8. Proba C_1, secțiune longitudinală prin miez; atac cu nital; 100 :1.

Se observă un început de dispariție a limitelor cristalelor de ferită și o tendință de unire a carburilor în lanțuri.

Transversal, șliful prezintă la margini (la interior și exterior) granule mult mai mari (fig. 9), iar între depunerea interioară și țeavă un strat de oxizi de 5 μ și un început de coro-

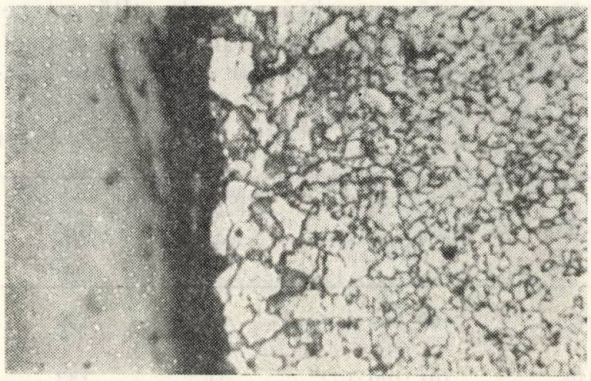


Fig. 9. Proba C_1, secțiune transversală, marginea interioară; atac cu nital; 100 :1.

ziune intercristalină. Prezența cristalelor mari la margine se explică și prin existența straturilor depuse, care creează condiții termice favorabile pentru creșterea cristalului de ferită.

La acest tronson de țeavă s-a examinat și o îmbinare sudată, realizată prin rezistență electrică, care prezintă o structură aciculară în zona de contact și o trecere treptată către structura de bază (îmbinare corect executată).

Tronson de țeavă C_2 — *56 500 h*

Țeava are o structură feritică cu granulație destul de fină și omogenă în interior, cu punctaj 6—7 + perlită în descompunere la marginea granulelor de ferită, în procente de pînă la 8%. La margine, mai evident la partea interioară, se observă o creștere a granulelor pînă la punctajul 5—6, cu o ușoară decarburare pe

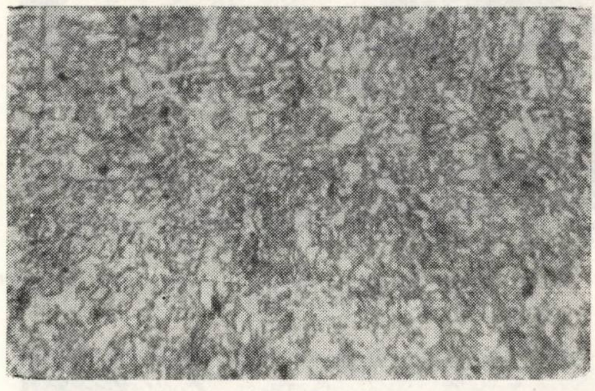


Fig. 10. Proba C_1, sudură, linia de contact; atac cu nital; 100 :1.

circa 10—20 μ; de asemenea, se observă și o repartizare neuniformă de incluziuni (fig. 11).

Și la această țeavă s-a examinat și o îmbinare realizată prin rezistență, îmbinare ce prezintă o structură aciculară în zona de contact, însă la partea inferioară, în zona îmbinării, materialul este suprapus incorect de o parte și de

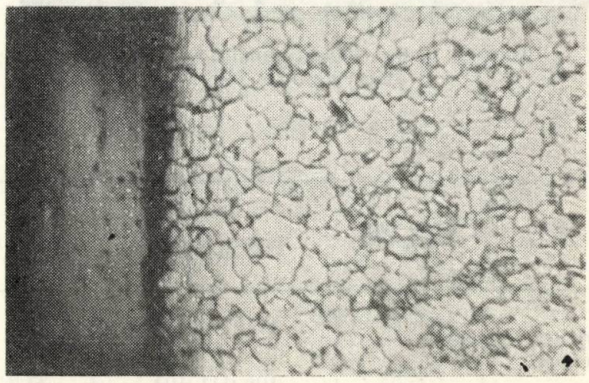


Fig. 11. Proba C_2, secțiunea transversală, marginea interioară; atac cu nital; 100 :1.

alta a liniei de contact, fiind în acest caz o amorsă de fisură (fig. 12).

Tronson de țeavă C_3 — *42 000 h*

Țeava are o structură feritică cu o granulație fină și omogenă, cu punctajul 6— 7+ aglo-

merări de carburi la marginea cristalelor de ferită (perlită descompusă).

La marginea exterioară se observă o decarburare de circa 10—15 μ, fără o tendință de mărire a cristalelor. La marginea interioară

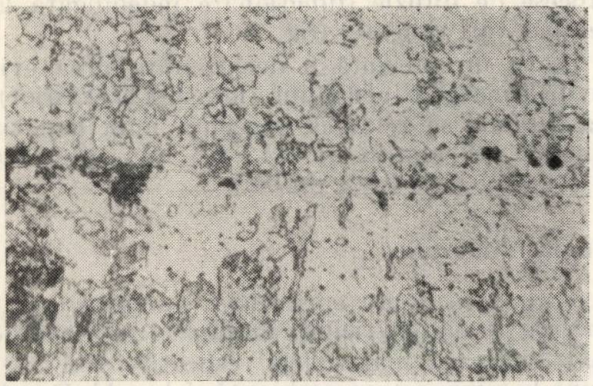


Fig. 12. Proba C_2, sudură, marginea interioară; atac cu nital; 80 :1.

însă, se remarcă atît prezența stratului depus, cît și efectul pe care îl are asupra metalului (fig. 13).

Sudura obținută de probă are o structură aciculară, caracteristică procedeului de îmbi-

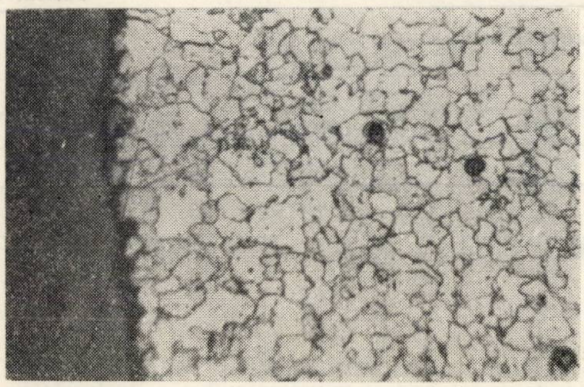


Fig. 13. Proba C_3, secțiune longitudinală, marginea interioară; atac cu nital; 100 :1.

nare. Pe linia de contact, la marginea exterioară, proba prezintă o lipsă de îmbinare pe circa 50 μ (fig. 14), plină cu incluziuni și zgură, ce constituie o amorsă de fisurare.

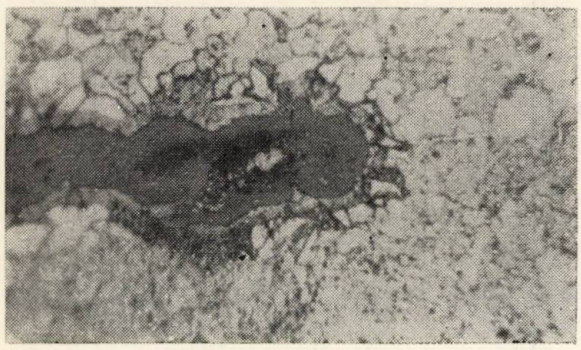


Fig. 14. Proba C_3, sudură, linia de contact, marginea exterioară; atac cu nital; 100 :1.

Tronson de țeavă C_4 — *40 500 h*

Țeava prezintă o structură omogenă cu o granulație 5—6, formată din granule de ferită + aglomerări de carburi la marginile cristalelor

Fig. 15. Proba C_4, secțiune longitudinală prin miez; atac cu nital; 100 :1.

de ferită (fig. 15). La marginea interioară se observă un depozit gri-cenușiu, pe o grosime pînă la 0,5 mm, cu o zonă de coroziune intercristalină (fig. 16).

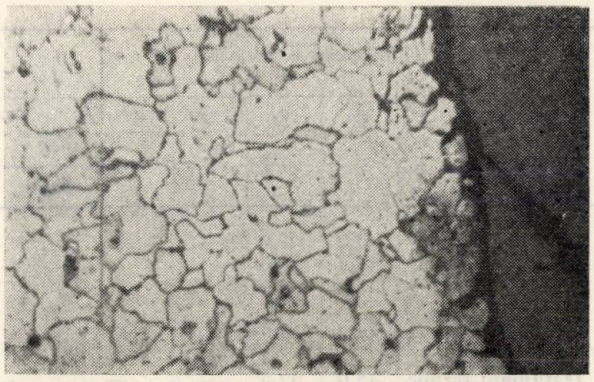


Fig. 16. Proba C_4, secțiune longitudinală, marginea interioară; atac cu nital; 100 :1.

La marginea exterioară, depozitul format a fost îndepărtat pentru analiză, deci nu mai apare în microfotografii, însă se vede și aici un început de coroziune intercristalină (fig. 17).

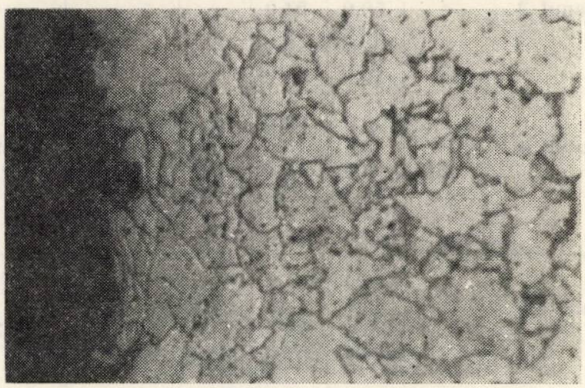


Fig. 17. Proba C_4, secțiune longitudinală, marginea exterioară; atac cu nital; 100 :1.

Îmbinarea sudată conținută de probă prezintă o nepătrundere (neaderență) foarte fină, de cîțiva μ, în mijlocul liniei de contact, și lungă de cîțiva mm; în rest, îmbinarea prezintă o structură aciculară corespunzătoare.

Tronson de țeavă C_5 *— 66 000 h*

Țeava prezintă o structură feritică cu o granulație neomogenă 5—7, cu aglomerări de carburi (pe fostele cristale de perlită), în special

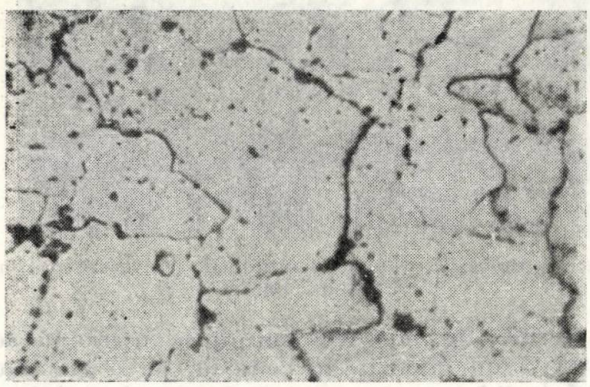


Fig. 18. Proba C_5, secțiune transversală, marginea interioară; atac cu nital; 500 :1.

la marginea granulelor de ferită, în procente mici, de 1—2%; de asemenea, se observă dispariția orientării cristalelor pe secțiunea longitudinală, dispariția limitelor dintre grăunți. Rezultă deci o structură care a suferit intense procese de difuzie (funcționare îndelungată la temperaturi ridicate) (fig. 18).

Țeava nu prezintă o decarburare prea evidentă la margine (atît la interior cît și la exterior). La interior se remarcă prezența unui depozit aderent gri-cenușiu de 0,4—0,6 mm (desprins la margini la tăierea probei).

Analize mecanice

S-au confecționat epruvete și s-au determinat valorile caracteristicilor mecanice pe care le mai realizează materialele respective prin tracțiuni la temperatura ambiantă și la cald. Rezultatele obținute sînt înscrise în tabelul 5. La epruvetele C_1, C_2 și C_3, alungirile realizate la încercarea la rece nu s-au putut măsura, probele fiind puțin torsionate în timpul încercării.

S-a tratat termic, conform GOST 10801, o bucată de țeavă de la supraîncălzitorul caza-

Tabelul 5

Țeava	Încercări la tracțiune la + 20° C			Încercări la tracțiune la cald (valori medii)							
	σ_c	σ_r	δ_5	σ_c	σ_r	σ_c	σ_r	σ_c	σ_r	σ_c	σ_r
			%	510°C		540°C		570°C		600°C	
				kgf/mm²							
Cazanul 1	43,2	52,0	—								
	45,4	50,0	—	—	—	26,0	29,1	24,8	27,2	21,1	23,5
	45,8	50,7	—								
media	44,6	50,9									
cu tratament termic	48,0	52,5	—	—	—	—	—	22,6	27,0	—	—
Cazanul 2	44,0	49,2	—	—	—	27,5	30,6	20,6	26,0	16,3	22,2
	45,0	50,0	—	—	—						
	45,0	50,0	—	—	—						
media	43,6	49,7									
Cazanul 3	50,7	54,0	—	—	—						
	50,0	54,0	—	—	—	27,4	31,5	27,2	29,8	23,5	26,2
	52,0	54,4	—	—	—						
media	50,9	54,2									
Cazanul 4	48,3	53,8	25,0								
	48,2	53,0	25,0	31,7	34,9	28,1	31,7	24,0	26,8	23,8	25,0
	48,3	53,2	23,3								
	44,8	50,2	19,6								
media	47,4	52,6	23,4								
Cazanul 5	49,4	54,3	22,5								
	48,6	53,7	20,8								
	44,6	50,6	23,3	29,6	32,3	27,2	29,7	27,0	29,1	25,3	27,3
	44,8	51,6	22,9								
media	46,8	52,6	22,3								

nului C_1 și s-a încercat la tracțiunea la rece și la cald, dar nu au fost obținute valori mecanice deosebite.

Se remarcă omogenitatea rezultatelor și valorile lor ridicate. Între valorile mărimilor σ_c, σ_r, δ_5, la temperatura ambiantă, ale materialului țevilor C_4 (cu cele mai puține ore de funcționare) și C_5 (cu cele mai multe ore de funcționare), diferențele sînt nesemnificative.

În lucrarea [5] se afirmă, în urma cercetărilor efectuate, că proprietățile mecanice ale oțelului se mențin la un nivel satisfăcător, lucrînd la temperatura de 500—570°C pînă la 61 000 h de funcționare. În acest caz, valorile realizate de materialul țevii C_5 sînt încă în limitele normelor interne sovietice.

De asemenea, aceiași autori [6] remarcă la oțelurile care au funcționat la 570°C, după 40 000 h de exploatare, o oarecare mărire a valorilor proprietăților mecanice, în special a celor de durată, pe care o explică printr-o „întărire" a materialului datorită separării carburilor disperse de V și Cr, care, așa cum se știe, în prima fază împiedică mișcarea dislocației. Același lucru se întîmplă și în cazul coturilor, care se tratează termic de două ori, și anume : o dată după îndoire, iar a doua oară după normele GOST.

Concluzii

— Rezultă că structura prezentată de toate țevile cercetate, cu intervale de funcționare între 40 000 și 66 000 h, este o structură cu intense modificări suferite în timpul exploatării. Dispariția structurilor intermediare (în cazul în care au existat inițial), a perlitei, a limitelor dintre grăunți, coalescența carburilor, separările lor intense pe limită, indică o structură care se apropie de stadiul final de exploatare. La proba C_5 granulația neomogenă poate fi și efectul unui fenomen de înglobare a cristalelor mici prin formarea de cristale mari, fenomen caracteristic structurilor fine supuse timp îndelungat la temperaturi ridicate.

— Se remarcă la toate țevile influența activă a depunerilor interioare precipitate din fluid (abur), cu intense procese de coroziune ce au loc între metal și stratul depus.

— S-a constatat un strat depus la exterior, aderent, a cărui grosime este strîns legată de numărul de ore de funcționare la cazanele C_1—C_4. Acțiunea de coroziune ce se manifestă se reflectă atît în aspectul structural al marginii țevii, cît și în faptul că la analiza chimică efectuată s-au identificat crom și molibden specifice metalului, precum și în marea cantitate de Fe_2O_3 (60—70 %).

— Toate subansamblele din care s-au decupat tronsoanele de țevi pentru analiză (montate pînă la 1968) au fost supuse la tratament termic recomandat de GOST 10801 de normalizare — revenire, deci au avut de la început o structură necorespunzătoare, așa cum rezultă și din analiza țevilor C_0, o structură cu incluziuni repartizate neuniform, cu zone ecruisate și cu straturi decarburate. Faptul că toate spargerile de țevi sînt localizate la coturi argumentează cele afirmate mai sus (mai ales atunci cînd coturile au fost tratate termic și după îndoire).

— Condițiile în care lucrează țevile respective (deci subansamblele) au evidențiat un caracter corosiv mult mai intens decît poate suporta metalul din care au fost confecționate (12H1MF). Această acțiune corosivă exterioară se constată la toate agregatele (cu combustibil exclusiv gaz, sau combinat cu păcură). Urmărirea atentă a temperaturii gazelor de ardere, a compoziției lor, a depozitelor exterioare (ritmicitatea depunerii și analiza compoziției), nerealizată în suficientă măsură pînă în prezent, se impune pe viitor în vederea studierii comportării oțelului 12H1MF, cît și în vederea alegerii materialului înlocuitor. Depunerile interioare sînt foarte mari și, evident, acționează intens asupra materialului, cît și asupra schimbului de căldură.

Bibliografie

[1] Mulcaty, F. R. *Depozite ale produselor de ardere și efectul lor asupra transferului de căldură în cazane cu combustibil pulverizat.*

[2] Zlepko, V. F. și Zaharova, A. I. *Criterii ale siguranței în exploatarea oțelului 12H1MF.* În : Elektriceskie stanții nr. 4, 1970.

[3] Zlepko, V. F. și Zaharova, A. I. *Proprietățile oțelului 12H1MF fragilizat după exploatare de durată.* În : Elektriceskie stanții nr. 11, 1971.

[4] Krutasova, E. I. ș.a. *Mărirea siguranței în funcționare a metalului țevilor de supraîncălzitor din oțel 12H1MF.* În : Elektriceskie stanții, nr. 8, 1972.

[5] Weksler, E. I. ș.a. *Schimbarea structurii și proprietății oțelului 12H1MF în procesul de exploatare a utilajului energetic.* În : Elektriceskie stanții nr. 4, 1971.

[6] Weksler, E. I. ș.a. *Modificarea proprietăților de rezistență la cald ale oțelului 12H1MF în procesul exploatării.* În : Elektriceskie stanții nr. 8, 1972.

[7] Mazilu, E. și Scorțea, Cr. *Influența structurii inițiale asupra rezistenței de durată a oțelurilor termorezistente tip Cr—Mo—V.* În : Metalurgia, nr. 8, 1973.

(Articol intrat în redacție la 23 februarie 1974)

Determinarea statistică a funcției de distribuție a unei variabile aleatorii pentru calculul fiabilității echipamentelor energetice

Ing. Cezar Ionescu*)

În calculele de fiabilitate ale echipamentelor energetice, în prezent, se consideră că timpul de funcționare între două avarii consecutive, precum și timpul de reparare între două perioade de funcționare consecutive este distribuit după o distribuție de tip exponențial:

$$F(t) = P(T_F \leqslant t) = 1 - e^{-\hat{\lambda}t}$$

$$G(t) = P(T_d \leqslant t) = 1 - e^{-\hat{\mu}t}$$

unde $\hat{\lambda}$ și $\hat{\mu}$ sînt estimațiile intensității de avariere, respectiv reparare.

Utilizarea unor astfel de distribuții prezintă avantajul unor calcule simple și poate fi acceptată pentru calcule efectuate pe perioade lungi de timp specifice proiectării.

Echipamentele din instalațiile energetice, fiind echipamente complexe, compuse din subansamble eterogene sub aspect constructiv și funcțional, se comportă în general exponențial în perioadele de funcționare între două avarii consecutive [6]; este însă necesar ca acest lucru să se dovedească, precizîndu-se și riscul utilizării tipului de funcție de distribuție respectiv.

În articol se prezintă un procedeu relativ simplu pentru determinarea tipului de funcție de distribuție a unei variabile aleatorii (care poate fi timp de funcționare între două avarii consecutive, timp de reparare între două stări de funcționare consecutive etc.). Metoda propusă permite o tratare grafoanalitică pentru calcule de primă aproximație sau pur analitică, permițînd utilizarea calculatorului.

Fie $x(x_1, x_2 \ldots x_n)$ o selecție de volum n a variabilei aleatorii x, ordonată sub forma unui șir variațional.

Cu ajutorul selecției se construiește funcția de distribuție empirică $F_n^*(x)$, definită astfel:

$$F_n^*(x) = \begin{cases} 0 & x < x_1 \\ \dfrac{H_i}{\sum_1^n n_i} & x_i < x \leqslant x_{i+1};\ 1 \leqslant i \leqslant n-1 \\ 1 & x \geqslant x_n \end{cases}$$

unde H_i este frecvența absolută cumulată a valorilor $x \leqslant x_{i+1}$ ale selecției, iar n_i — frecvența absolută a valorii x_i în selecție.

Forma funcției de distribuție empirice ne prezintă o primă informație a tipului de funcție de distribuție prin comparație cu distribuțiile teoretice.

Se aleg tipurile de funcții de distribuție teoretice care seamănă cel mai mult sau cele despre care știm aprioric că pot aproxima distribuția empirică a variabilei aleatorii.

Pentru ușurința selectării tipului de funcție de distribuție se utilizează hîrtii de probabilitate care liniarizează distribuțiile teoretice, astfel încît se va observa imediat dacă distribuția empirică se apropie mai mult sau mai puțin de una din distribuțiile teoretice [2]. Punctele distribuției empirice nu se vor așeza pe o dreaptă în mod riguros la nici una din distribuțiile teoretice, însă la unele tendința de liniaritate va fi mai evidentă.

Se va trasa printre puncte o dreaptă care va reflecta cel mai exact punctele distribuției empirice, lucru ce echivalează cu ipoteza că distribuția empirică se aproximează prin distribuția teoretică reprezentată de dreapta respectivă.

Trasarea dreptei se poate face din ochi pentru calcule aproximative sau utilizînd metoda celor mai mici pătrate pentru calcule exacte.

Metoda celor mai mici pătrate [2], [3] permite determinarea parametrilor dreptei din condițiile de minim a sumei pătratelor abaterilor distribuției empirice liniarizate de la distribuția teoretică liniarizată.

Fie:

δ_i — abaterea respectivă și

$S = \sum_1^n \delta_i^2$ — suma pătratelor abaterilor.

Dacă $y = ax + b$ este ecuația dreptei, atunci parametrii ei rezultă din condiția de minim a lui S:

$$S = \sum_1^n (y_i^* - ax_i - b)^2 = \min$$

$$\frac{\partial S}{\partial a} = 0; \qquad \frac{\partial S}{\partial b} = 0$$

Vor rezulta a_{min} și b_{min} valorile căutate. În aceste condiții, dreapta va reflecta cel mai fidel poziția punctelor distribuției empirice.

Valoarea $S_{min} = \sum_1^n [F_n^*(x_i) - F(x_i)]^2$ poate să constituie o informație prețioasă asupra selectării tipului de funcție de distribuție.

Decizia privind care din distribuțiile teoretice reflectă cel mai exact distribuția empirică constituie de fapt verificarea ipotezei că dreapta

*) Ing. Cezar Ionescu este asistent la Institutul politehnic București.

trasată (distribuţia teoretică) aproximează sau nu distribuţia empirică.

Verificarea ipotezei se face cu ajutorul unor teste de verificare statistică. Se propune utilizarea testului lui Kolmogorov [1], [5], [7], care permite verificarea corespondentei dintre distribuţiile teoretice propuse şi distribuţiile empirice obţinute pe baza selecţiilor statistice.

Pentru aceasta se foloseşte statistica :

$$\delta_n = \sup_{-\infty < x < +\infty} |F_n^*(x_i) - F(x_i)| ,$$

care reprezintă valoarea cea mai mare a abaterii distribuţiei empirice de la cea teoretică.

Conform testului lui Kolmogorov

$$\lim_{n \to \infty} P \left\{ \sup_{-\infty < x_i < \infty} |F_n^*(x_i) - F(x_i)| \leqslant \frac{\lambda}{\sqrt{n}} \right\} =$$

$$= \sum_{-\infty}^{+\infty} (-1)^k \, e^{-2k^2 \lambda^2} = k(\lambda)$$

unde $\frac{\lambda}{\sqrt{n}}$ reprezintă abaterea critică pentru un nivel de semnificaţie $k(\lambda)$.

Dacă $\delta_n \geqslant \frac{\lambda}{\sqrt{n}}$, ipoteza se respinge.

În urma testării rezultă tipul de distribuţie teoretică care reflectă cel mai exact selecţia utilizată. În acest mod funcţia de distribuţie este specificată. Parametrii distribuţiei vor rezulta implicit prin poziţia dreptei trasate, deci funcţia este complet specificată.

Exemplu de calcul

Determinarea funcţiei de distribuţie a timpului de funcţionare între două avarii consecutive la un cazan de abur de 330 t/h.

Variabila aleatorie x este timpul de funcţionare între două avarii consecutive. Selecţia reprezintă observaţiile de exploatare ale cazanului pe o perioadă de 6 ani :

x (10, 450, 582, 2190, 3120, 9328, 10098, 10495, 11655, 13015, 17415, 24925, 29430, 37750, 45665) [minute].

În figura 1 se observă forma funcţiei de distribuţie empirică.

Pentru determinarea tipului de funcţie de distribuţie s-au utilizat patru distribuţii ipotetice :

— distribuţia exponenţială :

$$F(x) = 1 - e^{-\lambda x}$$

— distribuţia Weibull :

$$F(x) = 1 - e^{\left[-\left(\frac{x}{a}\right)^b\right]}$$

— distribuţia normală :

$$F(x) = \frac{1}{\sigma \sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^{x} e^{-\frac{(z-a)^2}{2\sigma^2}} \, dz$$

— distribuţia log-normală :

$$F(x) = \frac{1}{\sigma \sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^{x} e^{-\frac{(\lg z - \lg a)^2}{2\sigma^2}} \, dz$$

Pentru liniarizarea acestor distribuţii se pot utiliza hîrtii de probabilitate. În acest exemplu, pentru o exactitate mai mare s-au calculat toate punctele distribuţiei empirice pentru fiecare tip de distribuţie teoretică. S-au utilizat relaţiile :

$-\ln [1 - F_n^*(x_i)]$; funcţie de x_i pentru exponenţială

$\ln \{-\ln [1 - F_n^*(x_i)]\}$; funcţie de $\lg x_i$ pentru Weibul

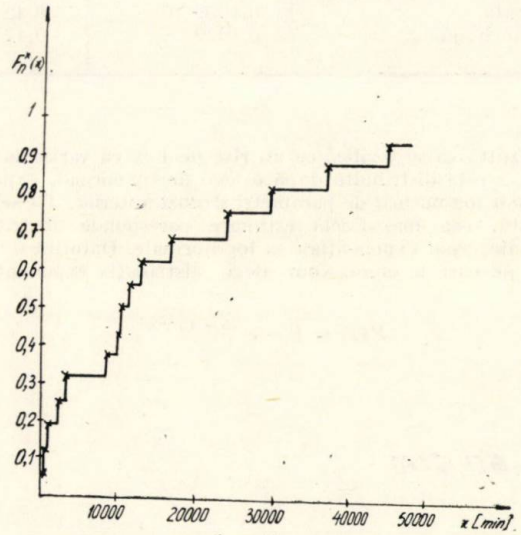


Fig. 1. Distribuţia empirică a timpului de funcţionare între două avarii succesive.

$U_{pi}^* = f\left(\frac{H_i}{\Sigma n_i}\right)$; funcţie de x_i pentru normală

$U_{pi}^* = f\left(\frac{H_i}{\Sigma n_i}\right)$; funcţie de $\lg x_i$ pentru log-normală

unde U_{pi}^* sînt cuantilele distribuţiei normale [4].

În figurile 2, 3, 4, 5 se observă tendinţele de liniarizare ale distribuţiei empirice pentru fiecare tip de distribuţie teoretică.

Cu ajutorul metodei celor mai mici pătrate s-au determinat parametrii dreptelor care reflectă cel mai fidel selecţia.

Au rezultat :

Exponenţială	$a_{min} = 5{,}9 \cdot 10^{-5}$	$S_{min} = 0{,}2478232$
	$b_{min} = 0$	
Weibull	$a_{min} = 1{,}0353$	$S_{min} = 1{,}68036$
	$b_{min} = -4{,}3635$	
Normală	$a_{min} = 5{,}79 \cdot 10^{-5}$	$S_{min} = 0{,}0988$
	$b_{min} = -0{,}84106$	
Log-normală	$a_{min} = 0{,}79948$	$S_{min} = 0{,}3241$
	$b_{min} = -2{,}9798$	

Se constată că valoarea cea mai mică a lui S_{min} este la distribuţia normală şi exponenţială. Determinarea parametrilor a_{min} şi b_{min} permite trasarea dreptelor care reprezintă distribuţia teoretică ipotetică (fig. 2, 3, 4, 5).

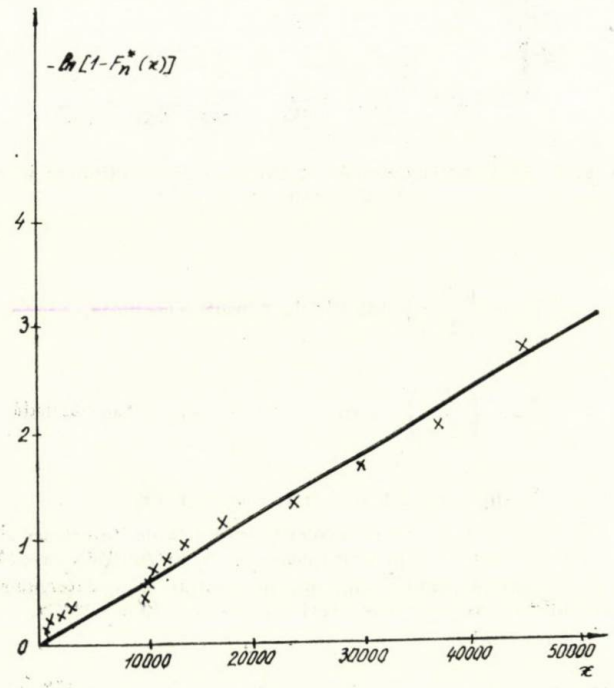
În scopul verificării ipotezelor, utilizînd testul lui Kolmogorov, rezultă :

Pentru $n = 15$ $k\ (\lambda) = 0{,}99$, rezultă $\lambda = 1{,}63$ şi $\frac{\lambda}{\sqrt{n}} = 0{,}42$

Distribuţia	δ_i		δ_{15} (0,01)
Exponenţială	0,213115	<	0,42
Weibull	0,57286	>	0,42
Normală	0,1609	<	0,42
Log-normală	0,1949	<	0,42

Rezultă că se verifică cu un risc de 1 % că variabila aleatorie x este distribuită după o lege de tip normal, exponenţial sau log-normal de parametri deduşi anterior. La selecţia folosită, cea mai fidelă estimare corespunde distribuţiei normale, apoi exponenţiale şi log-normale. Datorită avantajelor pe care le oferă, vom alege distribuţia exponenţială :

$$F(x) = 1 - e^{-5{,}9\ 10^{-5}x},$$



Fif. 2. Verificarea liniarităţii distribuţiei empirice în ipoteza distribuţiei teoretice exponenţiale.

În cazul în care vrem să decidem în mod exact care dintre cele trei distribuţii reflectă mai fidel selecţia, este necesar să se utilizeze mai multe teste (Kolmogorov, x^2, ω_n^2 etc.) şi să se calculeze şi puterea testului aplicat.

Pentru gradul de precizie al selecţiei, putem să ne limităm la acest nivel de testare.

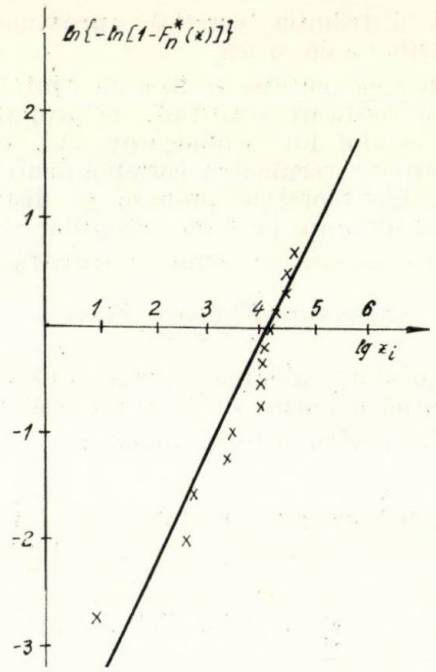


Fig. 3. Verificarea liniarităţii distribuţiei empirice în ipoteza distribuţiei teoretice de tip Weibull.

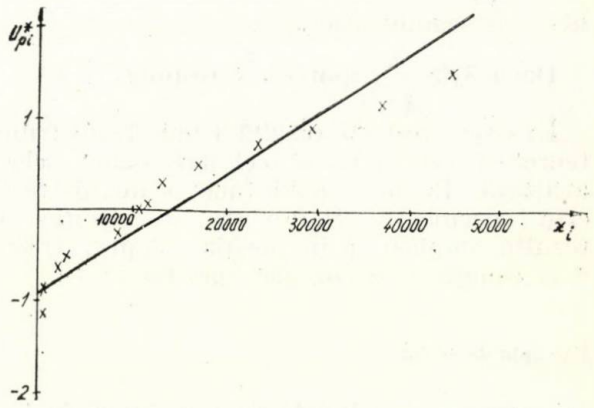


Fig. 4. Verificarea liniarităţii distribuţiei empirice în ipoteza distribuţiei teoretice de tip normal.

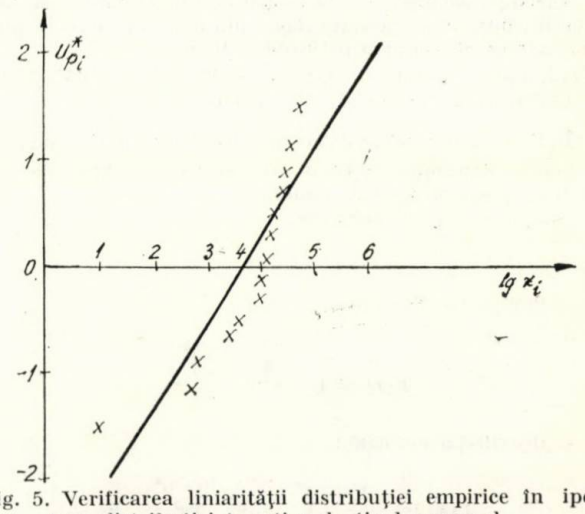


Fig. 5. Verificarea liniarităţii distribuţiei empirice în ipoteza distribuţiei teoretice de tip log-normal.

Concluzii

Metoda propusă permite :

— evitarea afirmaţiilor apriorice neverificate asupra exponenţialităţii distribuţiei unor echipamente energetice :

— determinarea tipului real de funcţie de distribuţie pentru orice fel de variabilă aleatorie;

— utilizarea calculatorului în cazul necesităţii unor determinări exacte şi rapide cu ajutorul metodei analitice ;

— utilizarea hîrtiilor de probabilitate pentru calcule în primă aproximaţie.

Bibliografie

[1] Reabinin, I. A. *Osnovî teorii i rasciota nadejnosti sudovth elektroenergheticeskih sistem*, 1967.

[2] Sor, B. *Statisticeskie metodî analiza i controlea kacestva i nadejnosti*, 1962.

[3] Himmelblau, D. M. *Process analysis by statistical methods*, 1970.

[4] *Spravocinik po nadejnosti* (*Reliability Handbook*), Izdatelstvo Mir, Moscova, 1969.

[5] Ciucu, G. şi Craiu, V. *Introducere în teoria probabilităţilor şi statistică matematică*, Editura didactică şi pedagogică, Bucureşti, 1971.

[6] Buhuş, P. *Siguranţa sistemelor tehnice complexe cu aplicaţii la sisteme electroenergetice*. Teză de doctorat, 1967.

[7] Tiron, M. *Teoria erorilor de măsurare şi metoda celor mai mici pătrate*. Editura tehnică, Bucureşti, 1972.

(Articol intrat în redacţie la 27 aprilie 1974)

Estimarea stării din măsuri ale circulaţiilor de puteri şi pseudomăsuri de injecţii nule

Ing. **L. Radu**

şi dr. ing. **S. Ionescu**[*)]

1. Estimarea statică a stării sistemelor electroenergetice

Comanda operativă prin dispecer urmăreşte asigurarea continuităţii, calităţii şi economicităţii în funcţionarea sistemului de producere şi transport al energiei electrice. Îndeplinirea acestor cerinţe este condiţionată de existenţa unui ansamblu coerent de informaţii în următoarele scopuri :

— supravegherea funcţionării sistemului în timp real şi alarmarea la depăşirea unor limite prestabilite ;

— evaluarea siguranţei în funcţionare prin simularea efectului unor incidente probabile ;

— determinarea predictivă a consecinţelor manevrelor efectuate în sistem ;

— controlul economicităţii în funcţionarea sistemului.

Pentru a realiza comanda operativă se utilizează date măsurate, care sînt prelucrate în timp real. În orice sistem de colectare şi transmitere a informaţiilor măsurile sînt afectate de erori aleatorii şi sistematice, iar unele măsuri pot deveni false datorită defectării unor echipamente. În aceste condiţii, afişarea unor date brute şi a unor mărimi obţinute din cele măsurate prin calcule simple, ce introduc amplificări ale erorii, poate conduce la diminuarea încrederii dispecerului în veridicitatea datelor, cu efecte negative asupra luării deciziilor.

O prelucrare a datelor cu ajutorul unui calculator de proces devine necesară pentru a asigura :

— filtrarea erorilor normale de măsurare ;

— neamplificarea erorilor în calcule bazate pe date măsurate ;

— detectarea şi identificarea datelor mult eronate.

Într-un sistem electroenergetic, din considerente de cost, nu toate mărimile caracteristice pentru regimul permanent sînt disponibile la centrul de dispecer, dar există suficiente informaţii care conduc la un grad anumit de redondanţă [*)].

O prelucrare automată a informaţiilor în scopul obţinerii unei BAZE DE DATE sigure, în anumite condiţii de observabilitate şi redondanţă, se realizează optim prin tehnici de estimare a stării. Un estimator static de stare este un algoritm de calcul programat pe un calculator de proces, care transformă, în timp real, date telemăsurate şi alte informaţii disponibile într-o estimare a stării sistemului energetic considerat în regim permanent.

La aplicarea teoriei estimaţiei pentru prelucrarea în timp real a datelor în sistemele

*) Ing. Lucu Radu şi dr. ing. Sebastian Ionescu lucrează la I.S.P.E.

*) Redondanţa este definită ca raport între numărul de măsuri şi numărul variabilelor de stare ale sistemului. Vectorul de stare include informaţia minimă necesară determinării regimului permanent, fiind format într-o reţea cu N noduri din $2N - 1$ mărimi (N module şi $N-1$ argumente ale tensiunilor nodale).

energetice sînt specifice următoarele particularităţi :

— obiectivul principal este ca estimarea să fie sigură, validitatea ei nefiind afectată de prezenţa unor date false, erori ale modelului matematic, pierderea unor informaţii etc. ; acest obiectiv este preponderent faţă de ameliorarea preciziei estimării ;

— algoritmul de estimare trebuie să fie simplu pentru a fi utilizat pe un calculator de proces în condiţii severe de memorie disponibilă şi timp de calcul.

Implementarea unui estimator de stare este condiţionată de cunoaşterea topologiei reţelei în timp real, ceea ce se realizează de către un program specializat (CONFIGURATOR) prin prelucrarea telesemnalizărilor stării întreruptoarelor şi separatoarelor.

Într-o concepţie de utilizare eficientă a calculatorului de proces, estimatorul de stare trebuie considerat ca o parte componentă a schemei generale de măsurare, orice informaţie disponibilă dispecerului fiind în prealabil prelucrată de estimator. În acest sens, procesul de filtrare a erorilor acţionînd asupra tuturor mărimilor, includerea unor mărimi în categoria celor direct măsurate, respectiv calculate, este impusă de considerente de cost al echipamentului şi de eficienţă a algoritmului de estimare, şi nu de „importanţa" lor pentru informarea dispecerului.

BAZA DE DATE creată de estimatorul de stare este utilizată atît pentru supravegherea funcţionării sistemului, cît şi pentru calcule predictive de evaluare a siguranţei şi de optimizare a regimurilor de funcţionare a sistemului energetic, într-un stadiu mai avansat servind pentru comanda automată on-line.

2. Metode de estimare

Estimarea statică a stării unui sistem energetic se bazează pe aplicarea principiului celor mai mici pătrate, conform căruia se minimizează suma pătratelor ponderate a abaterilor (reziduuri) dintre valorile măsurate şi calculate ale unor mărimi din sistem.

Aplicarea teoriei estimaţiei la determinarea stării unui sistem energetic a fost introdusă în anul 1968 de către F. Schweppe [1], care propune un model de estimare justificat riguros din punct de vedere matematic, estimarea optimă fiind obţinută prin minimizarea funcţiei :

$$F(\boldsymbol{x}) = [\boldsymbol{z} - \boldsymbol{f}(\boldsymbol{x})]_t \; \theta^{-1} \; [\boldsymbol{z} - \boldsymbol{f}(\boldsymbol{x})], \qquad (1)$$

în care

$\boldsymbol{z}$ este vectorul măsurilor ;

$\boldsymbol{x}$ — vectorul de stare adevărat ;

$\boldsymbol{f}(\boldsymbol{x})$ — vectorul funcţiilor neliniare care exprimă dependenţa variabilelor măsurate de variabilelele de stare ;

θ — matricea de covarianţă a erorilor de măsurare.

Condiţia de anulare a gradientului funcţiei F conduce la un sistem de ecuaţii neliniare, vectorul de stare estimat $\hat{\boldsymbol{x}}$ fiind rezultatul unui proces iterativ de calcul :

$$\hat{\boldsymbol{x}}^{(n+1)} = \hat{\boldsymbol{x}}^{(n)} +$$

$$+ [\tilde{\boldsymbol{J}}_t \, \theta^{-1} \, \tilde{\boldsymbol{J}}]^{-1} \, \tilde{\boldsymbol{J}}_t \theta^{-1} \, [\boldsymbol{z} - \boldsymbol{f}(\hat{\boldsymbol{x}}^{(n)})], n = 0,1,2,\ldots \qquad (2)$$

în care $\tilde{\boldsymbol{J}}$ este iacobianul lui $\boldsymbol{f}(\boldsymbol{x})$ evaluat pentru $\hat{\boldsymbol{x}}^{(n)}$.

Această metodă generală are următoarele caracteristici :

— se pot utiliza toate categoriile de măsurări disponibile (circulaţii de puteri, injecţii de puteri, tensiuni nodale), precum şi pseudomăsurări ;

— în model pot fi incluse şi estimări ale parametrilor reţelei (ploturile unor autotransformatoare, admitanţele unor laturi) ;

— matricea coeficienţilor sistemului de ecuaţii liniarizat ($\tilde{\boldsymbol{J}}_t \theta^{-1} \tilde{\boldsymbol{J}}$) este dependentă de vectorul de stare ;

— matricea de ponderi care intervine în funcţia obiectiv este egală cu inversa matricei de covarianţă a erorilor de măsurare.

Aplicarea relaţiei (2) la determinarea în timp real a stării nu este indicată, datorită particularităţilor matricei $\tilde{\boldsymbol{J}}_t \theta^{-1} \tilde{\boldsymbol{J}}$ (număr mare de elemente nenule, elemente diagonale nedominante în cazul prelucrării unor măsuri avînd precizii mult diferite), necesităţii de a evalua elementele matricei coeficienţilor la fiecare iteraţie şi condiţiei ca aproximarea iniţială $\hat{\boldsymbol{x}}^{(0)}$ să fie apropiată de soluţie.

Cercetări ulterioare [2], [3] au propus unele modificări ale modelului (2) pentru a diminua dificultăţile de calcul. În [2] sînt enumerate cîteva alternative de utilizare simplificată a matricei $\tilde{\boldsymbol{J}}_t \theta^{-1} \tilde{\boldsymbol{J}}$ (neglijarea elementelor nediagonale, menţinerea ei constantă în procesul iterativ etc.), iar în [3] se prezintă o metodă de estimare secvenţială, în care un prim vector de stare, obţinut printr-un calcul clasic de circulaţii de puteri (cu metoda Newton—Raphson), este corectat succesiv prin prelucrarea cîte unei măsuri folosind relaţii deduse din teorema Woodbury.

O metodă de estimare bazată pe o aplicare aproximativă a principiului celor mai mici pătrate a fost propusă de un grup de cercetători de la AEP (American Electric Power) în anul 1970 [4], [5]. Metoda utilizează măsuri de circulaţii de puteri pe laturile reţelei şi o măsură de tensiune în nodul de echilibru.

Condiția de observabilitate impune existența unui număr minim de măsurări de puteri pe laturile unui arbore al rețelei; în cazul pierderii unor informații, redondanța necesară filtrării erorilor și siguranței estimării, se obține prin măsurarea puterilor pe laturi-coardă, în modelul matematic toate măsurile fiind tratate simultan.

Funcția-obiectiv care trebuie minimizată în raport cu variabilele de stare (tensiunile în noduri V) este

$$F(V) = (S_m - S_c)_t^* \, W \, (S_m - S_c), \qquad (3)$$

în care semnificația mărimilor este dată în anexa 1.

Din condiția de anulare a gradientului funcției F (determinat în anumite ipoteze simplificatoare) rezultă următorul sistem neliniar de $N-1$ ecuații în complex (anexa 1):

$$MV = T. \qquad (4)$$

Neliniaritatea acestui sistem apare datorită membrului drept T, care este o funcție de V, ceea ce conduce la un proces de calcul iterativ pentru obținerea soluției.

Eficiența algoritmului este determinată de următoarele proprietăți ale matricei coeficienților M:

— structură similară matricei nodale de admitanțe, avînd foarte multe elemente nule; aceasta permite utilizarea factorizării triangulare cu eliminări ordonate;

— simetrică, fiind suficientă numai reținerea unei matrice triunghiulare;

— constantă, deci nu este necesară refactorizarea ei la fiecare iterație;

— reală, componentele reale și imaginare ale vectorului V fiind decuplate.

Aceste calități remarcabile, corelate cu o convergență rapidă și stabilă (maximum 5 iterații), fac metoda AEP deosebit de indicată pentru implementarea pe un calculator de proces. Astfel, pentru o rețea cu 48 de noduri, timpul total într-o simulare off-line a estimării a fost de 15 secunde pe un calculator IBM 1800 [6].

Pe baza metodei AEP a fost realizat în ISPE un program de estimare a stării *) [8] cu următoarele performanțe: memoria necesară pentru un sistem cu 80 noduri /100 laturi — circa 9 Kcuvinte (cuvîntul din 2 bytes); calculul de estimare pentru o rețea cu 56 de noduri a avut o durată de 14 secunde (din care 5 s timp unitate centrală).

*) Programul de estimare este inclus într-un pachet de programe în limbaj FORTRAN-IRIS, care mai cuprinde programul de simulare a configurației rețelei și a mărimilor măsurate și programul de evaluare a performanțelor estimării; aceste programe au fost elaborate de ing. L. Radu și programator E. Stan.

La funcționarea în timp real, estimatorul urmărește regimul sistemului electroenergetic, datele de intrare avînd un interval de eșantionare inferior constantei de timp cvasistaționare a sistemului. Cu măsurile disponibile la un moment dat și folosind rezultatele ultimei estimări, se evaluează funcția F din (3); în cazul în care nu s-a detectat o modificare a topologiei rețelei și dacă F este mai mic decît o valoare medie statistică F_m, estimarea inițială este considerată încă valabilă. În aceleași condiții de invarianță a topologiei și dacă F nu depășește cu mult valoarea F_m se apelează programul de estimare care utilizează matricea M factorizată anterior, soluția inițială în calculul iterativ fiind vectorul de stare al estimării precedente, ceea ce permite reducerea substanțială a volumului de calcul (3 secunde în cazul citat [6]). Această situație este caracteristică pentru modul normal de funcționare a unui sistem energetic. La detectarea unei modificări a structurii rețelei se apelează programul CONFIGURATOR, care actualizează topologia, iar programul ESTIMATOR determină un nou vector de stare, validat dacă F este mai mic decît valoarea F_m. Cazul în care F este mai mare decît valoarea F_m rezultă ca efect al pierderii unei măsurări sau al apariției unei date false, fiind necesară identificarea și eliminarea acesteia.

Proiectul AEP de estimare a stării în timp real se afla într-un stadiu avansat de testare la sfîrșitul anului 1972, fiind prima realizare pe plan mondial în domeniul determinării on-line a regimului permanent al rețelei de înaltă tensiune [7].

3. Metode de estimare utilizînd măsuri de circulații de puteri și injecții de curent nule

3.1. *Necesitatea unor metode de estimare adecvate pentru sisteme cu redondanță mică*

Deoarece calitatea estimării este determinată în principal de caracterul sigur al BAZEI DE DATE obținute în condiții de incertitudine a datelor măsurate, este necesară realizarea unui grad de redondanță relativ ridicat (1,5÷2). În sistemul de înaltă tensiune al AEP (345 kV și 765 kV), echipamente de telemăsurare instalate în toate nodurile permit măsurarea puterilor active și reactive pe majoritatea laturilor de la ambele capete. Din motive de cost al sistemului de colectare și transmitere a informațiilor, în unele sisteme energetice măsurile disponibile de circulații de puteri se completează cu telemăsuri ale tensiunilor nodale și cu pseudomăsuri (injecții de puteri, tensiuni). Utilizarea acestor mărimi are ca efect dependența matricei coeficienților din modelul de estimare de vectorul de stare, ceea ce conduce la performanțe (timp de calcul, memorie necesară) mult infe-

rioare metodei AEP. În plus, pseudomăsurile au o influență redusă în procesul de estimare, deoarece ele intervin cu ponderi mici în funcția de minimizat, avînd precizii necompatibile cu ale datelor măsurate în timp real.

[Metoda AEP este deosebit de atractivă prin performanțele sale certe. Totuși, în sisteme cu redondanță moderată, aplicarea metodei poate conduce la imposibilitatea determinării stării cînd prin pierderea unor măsuri apar rețele separate, în care nu există un arbore măsurat și cîte o tensiune de referință.

Autorii propun în acest articol o soluție simplă, în care sistemul disponibil de măsuri de circulații de puteri este completat cu date privind injecțiile de curent nule în anumite noduri de foarte înaltă tensiune.

Considerarea acestor pseudomăsuri determină o creștere importantă a siguranței estimării în condițiile căderii unor echipamente de telemăsură și are efecte de ameliorare a preciziei estimării prin introducerea unor informații practic fără erori.

Eficiența metodei propuse rezultă din următoarele proprietăți ale matricei coeficienților sistemului de ecuații ce modelează starea rețelei:

— structură cu foarte multe elemente nule, ceea ce permite utilizarea factorizării triangulare cu eliminări ordonate;

— hermitică, fiind suficientă numai reținerea unei matrice triunghiulare;

— constantă, deci nu este necesară refactorizarea ei la fiecare iterație.

Matricea coeficienților nefiind reală, viteza de calcul în algoritmul propus va fi mai redusă decît cea din metoda AEP, rămînînd în limite acceptabile pentru implementare în timp real.

Sînt evidențiate două posibilități de considerare a injecțiilor de curent nule, și anume:

— o metodă în care injecțiile de curent (pseudomăsuri precise) sînt introduse ca reziduuri în funcția-obiectiv definită conform principiului celor mai mici pătrate ponderate;

— o metodă în care injecțiile de curent nule sînt tratate ca restricții într-un proces de optimizare în care funcția de minimizat depinde numai de reziduurile circulațiilor de puteri.

Metodele elaborate pentru cazul general al estimării neliniare (vectorul de stare format din tensiunile nodale complexe) sînt prezentate în continuare. Particularizarea pentru cazul estimării liniare (vectorul de stare format din argumentele tensiunilor nodale) este dată în anexa 2.

3.2. *Metodă de estimare utilizînd măsuri de circulații de puteri și pseudomăsuri de injecții de curent nule*

În această metodă, funcția de minimizat (3—anexa 1) se completează cu suma pătratelor ponderate ale reziduurilor de curenți în nodurile μ de injecție nulă, obținîndu-se expresia:

$$F(\boldsymbol{V}) = (\boldsymbol{U}_m - \boldsymbol{U}_c)_t \, \boldsymbol{D} \, (\boldsymbol{U}_m - \boldsymbol{U}_c)^* + \boldsymbol{J}_t \, p \, \boldsymbol{J}^*, \quad (5)$$

în care primul termen a fost dedus în anexa 1, iar:

$\boldsymbol{J}$ este vectorul injecțiilor de curenți calculați în nodurile μ, de dimensiune Z, Z fiind numărul nodurilor μ; p este factorul de ponderare a pseudomăsurilor de curent.

Minimul funcției F se obține din condițiile:

$$\frac{\partial F}{\partial(\mathrm{Re}\,\boldsymbol{V})} = 0, \quad \frac{\partial F}{\partial(\mathrm{Im}\,\boldsymbol{V})} = 0,$$

care se pot exprima în complex sub forma echivalentă:

$$\frac{\partial F}{\partial(\mathrm{Re}\,\boldsymbol{V})} + \mathrm{j}\,\frac{\partial F}{\partial(\mathrm{Im}\,\boldsymbol{V})} = 0. \quad (6)$$

Ținînd seama de identitatea matricială:

$$\nabla\,(\boldsymbol{A}\,\boldsymbol{B}) = (\nabla \boldsymbol{A})\,\boldsymbol{B} + (\nabla \boldsymbol{B}_t)\,\boldsymbol{A}_t$$

și, notînd cu F_1 al doilea termen din F, se obține:

$$\frac{\partial F_1}{\partial(\mathrm{Re}\,\boldsymbol{V})} = \frac{\partial \boldsymbol{J}_t}{\partial(\mathrm{Re}\,\boldsymbol{V})}\,p\,\boldsymbol{J}^* + \frac{\partial \boldsymbol{J}_t^*}{\partial(\mathrm{Re}\,\boldsymbol{V})}\,p\,\boldsymbol{J}$$

$$\frac{\partial F_1}{\partial(\mathrm{Im}\,\boldsymbol{V})} = \frac{\partial \boldsymbol{J}_t}{\partial(\mathrm{Im}\,\boldsymbol{V})}\,p\,\boldsymbol{J}^* + \frac{\partial \boldsymbol{J}_t^*}{\partial(\mathrm{Im}\,\boldsymbol{V})}\,p\,\boldsymbol{J} \quad (7)$$

Vectorul $\boldsymbol{J}$ se definește în funcție de vectorul injecțiilor de curenți nodali $\boldsymbol{I}$ prin intermediul matricei de conexiune $\boldsymbol{C}$:

$$\boldsymbol{J} = \boldsymbol{C}\,\boldsymbol{I} \quad (8)$$

$\boldsymbol{C}$ este o matrice de dimensiuni ZxN care se compune dintr-o matrice unitate de dimensiuni ZxZ și o matrice nulă de dimensiuni Zx$(N-Z)$.

Matricea nodală de admitanțe a rețelei $\boldsymbol{Y}_N$ se partiționează sub forma:

$$\boldsymbol{Y}_N = {}^{N}\overbrace{\left|\boldsymbol{Y}_e \middle| \boldsymbol{Y}\right|}^{1 \quad N-1}$$

în care $\boldsymbol{Y}_e$ este vectorul corespunzător nodului de echilibru, de dimensiune N;

$\boldsymbol{Y}$ este matricea corespunzătoare nodurilor rețelei, exclusiv nodul de echilibru, de dimensiuni Nx$(N-1)$.

Vectorul injecţiilor de curenţi $\boldsymbol{I}$ se exprimă în funcţie de vectorul de stare $\boldsymbol{V}$, cu relaţia :

$$\boldsymbol{I} = \boldsymbol{YV} + \boldsymbol{Y_e}\, V_e. \tag{9}$$

Utilizînd relaţiile (8) şi (9), rezultă :

$$\frac{\partial \boldsymbol{J_t}}{\partial(\mathrm{Re}\,\boldsymbol{V})} = \boldsymbol{Y_t}\ \boldsymbol{C_t} \qquad \frac{\partial \boldsymbol{J_t^*}}{\partial(\mathrm{Re}\,\boldsymbol{V})} = \boldsymbol{Y_t^*}\,\boldsymbol{C_t}$$

$$\frac{\partial \boldsymbol{J_t}}{\partial(\mathrm{Im}\,\boldsymbol{V})} = j\,\boldsymbol{Y_t}\,\mathbf{C_t} \qquad \frac{\partial \boldsymbol{J_t^*}}{\partial(\mathrm{Im}\,\boldsymbol{V})} = -\,j\,\boldsymbol{Y_t^*}\,\boldsymbol{C_t} \tag{10}$$

Derivatele parţiale din (7) devin :

$$\frac{\partial F_1}{\partial(\mathrm{Re}\,\boldsymbol{V})} = \boldsymbol{Y_t}\,\boldsymbol{C_t}\,p\boldsymbol{C}\,(\boldsymbol{Y^*V^*} + \boldsymbol{Y_e^*}\,V_e^*) +$$

$$+\,\boldsymbol{Y_t^*}\,\boldsymbol{C_t}\,p\,\boldsymbol{C}\,(\boldsymbol{YV} + \boldsymbol{Y_e}\,V_e)$$

$$\frac{\partial F_1}{\partial(\mathrm{Im}\,\boldsymbol{V})} = j\boldsymbol{Y_t}\boldsymbol{C_t}p\,\boldsymbol{C}\,(\boldsymbol{Y^*V^*} + \boldsymbol{Y_e^*}\,V_e^*) -$$

$$-\,j\,\boldsymbol{Y_t}\ \boldsymbol{C_t}\,p\,\boldsymbol{C}\,(\boldsymbol{YV} + \boldsymbol{Y_e}\,V_e)$$

Relaţiile de mai sus conduc la următoarea expresie în complex :

$$\frac{\partial F_1}{\partial(\mathrm{Re}\,\boldsymbol{V})} + j\ \frac{\partial F_1}{\partial(Im\ \boldsymbol{V})} = 2\,\boldsymbol{Y_t^*}\,\boldsymbol{C_t}\,p\,\boldsymbol{C}\,(\boldsymbol{YV}+\boldsymbol{Y_e}\,V_e) \tag{11}$$

Utilizînd rezultatul obţinut în anexa 1 pentru condiţia de minim a primului termen din F, din relaţia (6) se obţine :

$$-\boldsymbol{A_t}\,\boldsymbol{D}\,(\boldsymbol{U_m}\ -\boldsymbol{A_e}\,V_e - \boldsymbol{AV}) +$$

$$+\,\boldsymbol{Y_t^*}\,\boldsymbol{C_t}\,p\,\boldsymbol{C}\,(\boldsymbol{YV} + \boldsymbol{Y_e}\,V_e) = 0$$

sau

$$\boxed{(\boldsymbol{M} + p\boldsymbol{H})\,\boldsymbol{V} = \boldsymbol{T} + p\boldsymbol{K}} \tag{12}$$

în care semnificaţiile pentru $\boldsymbol{M}$ şi $\boldsymbol{T}$ s-au dat în anexa 1, iar

$\boldsymbol{H} = \psi_t^*\psi$ este o matrice hermitică de dimensiuni $(N-1)\times(N-1)$;

$\boldsymbol{K} = \psi_t^*\,\Phi$ — un vector de dimensiune $N-1$;

$\psi = \boldsymbol{C}\,\boldsymbol{Y}$ — o submatrice din $\boldsymbol{Y}$, conţinînd liniile corespunzătoare nodurilor μ, de dimensiuni Z x $(N-1)$;

$\Phi = -\,\boldsymbol{C}\,\boldsymbol{Y_e}\,V_e$ — un vector de dimensiune Z.

Estimarea stării se obţine rezolvînd iterativ sistemul (12) de $N-1$ ecuaţii în complex. Se constată că matricea coeficienţilor $\boldsymbol{M}+p\boldsymbol{H}$ este hermitică cu foarte multe elemente nule, avînd un coeficient de umplere mai mare decît cel al matricei $\boldsymbol{M}$. În continuare această metodă va fi denumită PIN (pseudomăsuri de injecţii nule).

3.3. *Metodă de estimare prin minimizarea unei funcţii—obiectiv în prezenţa unor restricţii*

În această metodă, funcţia (3) este minimizată în prezenţa unor restricţii egalitare care exprimă condiţiile de injecţii de curent nule în nodurile μ.

Restricţiile sînt de forma :

$$\mathrm{Re}\boldsymbol{J} = \boldsymbol{C}\,\mathrm{Re}\,\boldsymbol{I} = 0, \mathrm{Im}\,\boldsymbol{J} = \boldsymbol{C}\,\mathrm{Im}\,\boldsymbol{I} = 0. \tag{13}$$

Pentru obţinerea soluţiei se utilizează metoda multiplicatorilor Lagrange, formîndu-se funcţia :

$$\varphi = F + (\mathrm{Re}\boldsymbol{J})_t\,\boldsymbol{\Lambda'} + (\mathrm{Im}\boldsymbol{J})_t\,\boldsymbol{\Lambda''}$$

în care

$$F = (\boldsymbol{U_m} - \boldsymbol{U_c})_t\,\boldsymbol{D}\,(\boldsymbol{U_m} - \boldsymbol{U_c})^*$$

$\boldsymbol{\Lambda'}$, $\boldsymbol{\Lambda''}$ sînt vectori de dimensiune Z, conţinînd multiplicatorii Lagrange.

Condiţiile de minim ale funcţiei $F(\boldsymbol{V})$ în prezenţa restricţiilor (13) sînt :

$$\frac{\partial\varphi}{\partial(\mathrm{Re}\,\boldsymbol{V})} = 0, \frac{\partial\varphi}{\partial(\mathrm{Im}\,\boldsymbol{V})} = 0 \tag{14}$$

Din relaţiile (8) şi (9) considerînd $\boldsymbol{Y} = \boldsymbol{G} + j\boldsymbol{B}$ şi $\boldsymbol{Y_e} = \boldsymbol{G_e} + j\boldsymbol{B_e}$, se obţine

$$\mathrm{Re}\,\boldsymbol{J} = \boldsymbol{C}\,(\boldsymbol{G}\,\mathrm{Re}\,\boldsymbol{V} - \boldsymbol{B}\,\mathrm{Im}\,\boldsymbol{V} +$$

$$+\,\boldsymbol{G_e}\ \mathrm{Re}\ V_e - \boldsymbol{B_e}\,\mathrm{Im}\ V_e) = 0$$

$$\mathrm{Im}\,\boldsymbol{J} = \boldsymbol{C}\,(\boldsymbol{G}\,\mathrm{Im}\,\boldsymbol{V} + \boldsymbol{B}\,\mathrm{Re}\,\boldsymbol{V} +$$

$$+\,\boldsymbol{G_e}\,\mathrm{Im}\ V_e + \boldsymbol{B_e}\,\mathrm{Re}\ V_e) = 0$$

Rezultă următoarele derivate parţiale :

$$\frac{\partial(\mathrm{Re}\,\boldsymbol{J})_t}{\partial(\mathrm{Re}\,\boldsymbol{V})} = \boldsymbol{G_tC_t} \qquad \frac{\partial(\mathrm{Im}\boldsymbol{J})_t}{\partial(\mathrm{Re}\ \boldsymbol{V})} = \boldsymbol{B_tC_t}$$

$$\frac{\partial(\mathrm{Re}\,\boldsymbol{J})_t}{\partial(\mathrm{Im}\ \boldsymbol{V})} = -\,\boldsymbol{B_tC_t} \qquad \frac{\partial(\mathrm{Im}\boldsymbol{J})_t}{\partial(\mathrm{Im}\ \boldsymbol{V})} = \boldsymbol{G_tC_t} \tag{15}$$

Condiţiile de minim (14) se pot exprima în complex astfel :

$$\frac{\partial\varphi}{\partial(\mathrm{Re}\ \boldsymbol{V})} + j\,\frac{\partial\varphi}{\partial(\mathrm{Im}\ \boldsymbol{V})} = 0 \tag{16}$$

Utilizînd relaţiile (15) şi rezultatele din anexa 1, din (16) se obţine sistemul de $(N-1)$ ecuaţii în complex :

$$-2\boldsymbol{A}_t\,\boldsymbol{D}\,(\boldsymbol{U}_m-\boldsymbol{A}_e\,V_e-\boldsymbol{A}\boldsymbol{V})+\boldsymbol{G}_t\,\boldsymbol{C}_t\,\boldsymbol{\Lambda}'+$$

$$+\boldsymbol{B}_t\,\boldsymbol{C}_t\,\boldsymbol{\Lambda}''-j\boldsymbol{B}_t\,\boldsymbol{C}_t\,\boldsymbol{\Lambda}'+j\,\boldsymbol{G}_t\,\boldsymbol{C}_t\,\boldsymbol{\Lambda}''\equiv-$$

$$-2\boldsymbol{A}_t\,\boldsymbol{D}\,(\boldsymbol{U}_m-\boldsymbol{A}_e\,V_e-\boldsymbol{A}\boldsymbol{V})+\boldsymbol{Y}_t^*\,\boldsymbol{C}_t\,\boldsymbol{\Lambda}=0$$

sau

$$2\,\boldsymbol{M}\boldsymbol{V}+\boldsymbol{\psi}_t^*\,\boldsymbol{\Lambda}=2\,\boldsymbol{T}, \tag{17}$$

în care $\boldsymbol{\Lambda}=\boldsymbol{\Lambda}'+j\,\boldsymbol{\Lambda}''$ este un vector complex de dimensiune Z.

Adăugînd sistemului (17) restricţiile (13) puse sub forma :

$$\boldsymbol{J}=\boldsymbol{C}\,(\boldsymbol{Y}\boldsymbol{V}+\boldsymbol{Y}_e\,V_e)=\boldsymbol{\psi}\boldsymbol{V}-\boldsymbol{\Phi}=0$$

în care $\boldsymbol{\psi}$ şi $\boldsymbol{\Phi}$ s-au definit în paragraful anterior, se obţine următorul sistem de $N+Z-1$ ecuaţii în complex. :

$$\begin{array}{c|cc|c|c} & N-1 & Z & & \\ N-1 & 2\boldsymbol{M} & \boldsymbol{\psi}_t^* & \boldsymbol{V} & 2\boldsymbol{T} \\ Z & \boldsymbol{\psi} & 0 & \boldsymbol{\Lambda} & \boldsymbol{\Phi} \end{array} \tag{18}$$

Se constată că estimarea stării se efectuează rezolvînd un sistem de ordin superior lui (12), matricea coeficienţilor fiind hermitică cu foarte multe elemente nule şi avînd un coeficient de umplere inferior matricei coeficienţilor din (12). În continuare metoda va fi denumită RIZ (restricţii de injecţii zero).

*

Condiţiile de observabilitate a reţelei în metodele propuse sînt :

— tensiunea într-un nod (de echilibru) să fie cunoscută ;

— matricea coeficienţilor din ecuaţiile (12) şi (18) să fie nesingulară, ceea ce este echivalent cu :

a) pentru oricare nod i, variabila de stare asociată să fie definită (o măsură pe o latură ij poate defini o singură variabilă : în i sau în j ; o injecţie de curent nulă într-un nod i poate defini o singură variabilă : în i sau într-un nod vecin) ;

b) să existe cel puţin o latură măsurată incidentă în nodul de echilibru sau nodul de echilibru ori un nod vecin să fie de injecţie nulă.

4. Algoritmul de calcul

În acest capitol se prezintă aspectele principale ale algoritmului de calcul în metodele PIN şi RIZ, evidenţiindu-se posibilităţile practice de implementare pe calculatoare numerice.

4.1. *Procedeu de rezolvare a sistemelor de ecuaţii avînd matricea coeficienţilor hermitică*

O matrice $\boldsymbol{H}$ pătrată, cu minorii diagonali principali nenuli, se factorizează (metoda de eliminare Gauss) sub forma [9] :

$$\boldsymbol{H}=\boldsymbol{L}\,\boldsymbol{D}\,\boldsymbol{U} \tag{19}$$

în care

$\boldsymbol{L}$ este o matrice triunghiulară inferioară unitate ($L_{11}=1$) ;

$\boldsymbol{D}$ — o matrice diagonală ;

$\boldsymbol{U}$ — o matrice triunghiulară superioară unitate.

Matricea $\boldsymbol{H}_t^*$ fiind :

$$\boldsymbol{H}_t^*=\boldsymbol{U}_t^*\,\boldsymbol{D}^*\,\boldsymbol{L}_t^*,$$

se pune condiţia ca matricea $\boldsymbol{H}$ să fie hermitică ($\boldsymbol{H}=\boldsymbol{H}_t^*$) şi rezultă :

$$\boldsymbol{L}=\boldsymbol{U}_t^*\ \text{şi}\ \boldsymbol{D}=\boldsymbol{D}^*. \tag{20}$$

Deci matricea $\boldsymbol{H}$ se poate factoriza astfel :

$$\boldsymbol{H}=\boldsymbol{U}_t^*\,\boldsymbol{D}\,\boldsymbol{U}, \tag{21}$$

în care $\boldsymbol{D}$ este o matrice diagonală reală.

Fie sistemul liniar de ecuaţii :

$$\boldsymbol{H}\boldsymbol{x}=\boldsymbol{b}$$

sau

$$\boldsymbol{U}_t^*\boldsymbol{D}\,\boldsymbol{U}\boldsymbol{x}=\boldsymbol{b} \tag{22}$$

Rezolvarea sistemului (22) se efectuează prin :

— substituţie înainte în care se determină vectorul auxiliar $\boldsymbol{x}'$:

$$\boldsymbol{U}_t^*\,\boldsymbol{x}'=\boldsymbol{b}\,; \tag{23.a}$$

— împărţire la diagonali :

$$\boldsymbol{x}''=\boldsymbol{D}^{-1}\,\boldsymbol{x}'\,; \tag{23.b}$$

— substituţie înapoi în care se determină vectorul necunoscutelor $\boldsymbol{x}$:

$$\boldsymbol{U}\boldsymbol{x}=\boldsymbol{x}''. \tag{23.c}$$

Se constată că pentru rezolvarea sistemului (22) este suficientă reţinerea unei matrice triunghiulare ($\boldsymbol{U}$) şi a unui vector (diag. $\boldsymbol{D}$). Pentru o matrice $\boldsymbol{H}$ cu majoritatea elementelor nule se aplică tehnici speciale de programare, în care se utilizează eliminări ordonate cu prelucrarea şi memorarea numai a elementelor nenule [10].

Dacă rezolvarea sistemului (22) se face frecvent cu aceeaşi matrice $\boldsymbol{H}$ şi cu termeni liberi $\boldsymbol{b}$ diferiţi, este esenţială considerarea a două etape distincte :

— factorizarea triangulară (21) ;

— rezolvarea directă (23 a.b.c.).

Procedeul prezentat este de maximă eficienţă pentru rezolvarea sistemelor de ecuaţii liniare în care matricea coeficienţilor are o structură lacunară asemănătoare cu cea a matricei nodale de admitanţe.

4.2. *Definirea elementelor matricelor utilizate*

Elementele nenule ale matricelor $\boldsymbol{M}$, $\boldsymbol{T}$, $\boldsymbol{\psi}$, $\boldsymbol{\Phi}$, $\boldsymbol{H}$ şi $\boldsymbol{K}$ se definesc cu relaţiile :

a) matricea $\boldsymbol{M}$, de dimensiuni $(N-1)\times(N-1)$

$$\begin{aligned} M_{ij}&=M_{ji}=-D_{ij} && i\neq e\\ M_{ii}&=\sum_k D_{ik} && j\in\alpha_m(i),\ j\neq e \\ & && k\in\alpha_m(i) \end{aligned} \tag{24}$$

b) vectorul $\boldsymbol{T}$, de dimensiune $N-1$

$$T_i = \sum_k D_{ik} U_{ik} \qquad \begin{matrix} i \neq e \\ k \in \alpha_m(i) \end{matrix} \tag{25}$$

în care :

$$U_{ik} = \begin{cases} U_{m,ik} + c_k V_e, \text{ dacă măsura pe latura } ik \text{ este în } i \\ -U_{m,ki} + c_k V_e, \text{ dacă măsura pe latura } ik \text{ este în } k \end{cases}$$

$$c_k = \begin{cases} 1, & k = e \\ 0, & k \neq e \end{cases}$$

c) matricea $\boldsymbol{\Psi}$, de dimensiuni $Z \times (N-1)$

$$\psi_{hk} = Y_{hk} \qquad \begin{matrix} h \in \mu \\ k \in \alpha(h),\ k \neq e \end{matrix} \tag{26}$$

d) vectorul $\boldsymbol{\Phi}$, de dimensiune Z

$$\Phi_h = -\, Y_{he} V_e \quad h \in \mu \cap \alpha(e) \tag{27}$$

e) matricea $\boldsymbol{H}$, de dimensiuni $(N-1) \times (N-1)$

$$H_{ij} = \sum_h Y_{ih}^* Y_{hj} \qquad \begin{matrix} i, j \neq e \\ h \in \mu \cap \alpha(i) \cap \alpha(j) \end{matrix} \tag{28}$$

c) Se calculează elementele constante ale termenului liber cu relaţiile (29), respectiv (27).

Se fixează pasul $n=1$.

d) Se alege o aproximare iniţială $\boldsymbol{V}^{(0)}$.

e) Se calculează tensiunile $\boldsymbol{U}_m^{(n)}$ (relaţia 7—anexa 1). elementele variabile $\boldsymbol{T}^{(n)}$ ale termenului liber (relaţia 25) şi se formează termenul liber al sistemului (12), respectiv (18).

f) Se determină vectorul de stare $\boldsymbol{V}^{(n)}$ prin rezolvarea directă a sistemului de ecuaţii cu matricea coeficienţilor factorizată (relaţiile 23, a.b.c.).

g) Se efectuează testul de convergenţă $\|\boldsymbol{V}^{(n)} - \boldsymbol{V}^{(n-1)}\| < \varepsilon$.

h) Dacă punctul g) nu a fost satisfăcut, se face $n=n+1$ şi se revine la punctul e).

Se precizează că algoritmul de calcul se simplifică substanţial în cazul normal de funcţionare a estimatorului (topologia reţelei invariabilă) cînd se parcurg numai punctele c)...h). În acest caz, prin considerarea aproximării iniţiale egală cu soluţia estimării precedente, numărul iteraţiilor necesare este mai redus.

5. Aplicaţii

Metodele de estimare liniară (anexa 2) sînt aplicate în cazul unei reţele simple avînd reactanţele laturilor (în u.r. raportate la $x_b = 100\ \Omega$) :

$$x_{12} = 0{,}3,\ x_{14} = 0{,}25,\ x_{23} = 0{,}1,\ x_{34} = 0{,}15$$

Regimul permanent considerat, în cazul ideal al unor măsuri fără erori, este prezentat în figura 1 *a*. (puterile active sînt exprimate în u.r., raportate la $S_b = 100$ MVA).

Se admite existenţa măsurărilor de circulaţii de puteri active pe fiecare latură, rezultînd o redondanţă de 1,33. Se

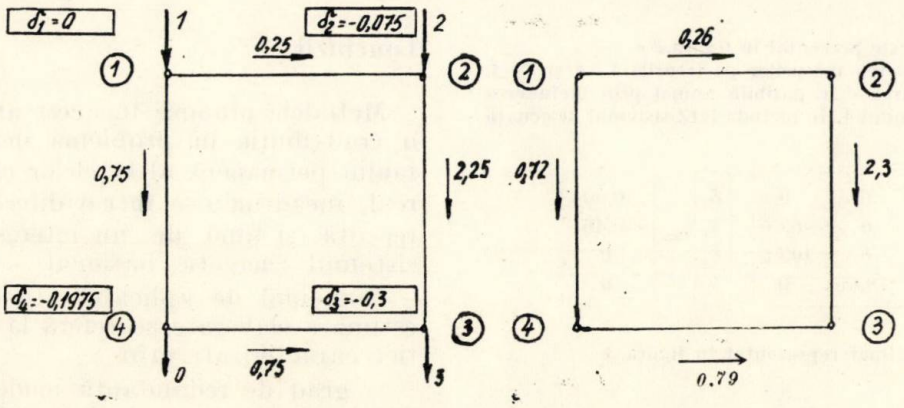


Fig. 1

f) vectorul $\boldsymbol{K}$, de dimensiune $(N-1)$

$$K_i = -\, V_e \sum_h Y_{ih}^* Y_{he} \qquad \begin{matrix} i \neq e \\ h \in \mu \cap \alpha(i) \cap \alpha(e) \end{matrix} \tag{29}$$

În relaţiile (24)...(29) s-au introdus următoarele notaţii :

$\alpha_m(i)$ clasa nodurilor conectate prin laturi măsurate la nodul i ;
$\alpha(i)$ clasa formată din nodul i şi nodurile vecine lui i ;
μ clasa nodurilor cu injecţii nule ;
e nodul de echilibru ;
$U_{m,ik}$ tensiunea „măsurată" în lungul laturii ik ;
D_{ij} termen al matricei $\boldsymbol{D}$, asociat laturii ij ;
Y_{ij} termenul ij din matricea nodală de admitanţe $\boldsymbol{Y}$.

4.3. *Procedeul de calcul*

Sistemul de ecuaţii (12) în metoda PIN, respectiv (18) în metoda RIZ, se rezolvă iterativ, astfel :

a) Se formează matricea coeficienţilor sistemului de ecuaţii utilizînd relaţiile (24) şi (28), respectiv (24) şi (26).

b) Matricea coeficienţilor se factorizează triangular, prin eliminare Gauss cu relaţia (21).

consideră măsurile ideale afectate de erori aleatorii, măsurile reale fiind explicitate în figura 1 *b* ; se adoptă pentru factorii de ponderare valori $W_{ij} = x_{ij}^2$ ($D_{ij} = 1$).

Aplicarea metodei care utilizează numai măsuri de circulaţii de puteri (relaţia 7 — anexa 2) conduce la sistemul de ecuaţii :

$$\begin{vmatrix} 2 & -1 & 0 \\ -1 & 2 & -1 \\ 0 & -1 & 2 \end{vmatrix} \cdot \begin{vmatrix} \delta_2 \\ \delta_3 \\ \delta_4 \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} 0{,}152 \\ -0{,}3485 \\ -0{,}0615 \end{vmatrix}$$

Se obţine regimul estimat prezentat în figura 2 *a*.

La aplicarea metodei PIN (injecţie nulă în nodul 4), redondanţa devine egală cu 1,66, iar sistemul de ecuaţii corespunzător relaţiei (5) — anexa 2, în care s-a luat $p=1$, este :

$$\left(\begin{vmatrix} 2 & -1 & 0 \\ -1 & 2 & -1 \\ 0 & -1 & 2 \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 44{,}44 & -71{,}11 \\ 0 & -71{,}11 & 113{,}77 \end{vmatrix} \right) \begin{vmatrix} \delta_2 \\ \delta_3 \\ \delta_4 \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} 0{,}152 \\ -0{,}3485 \\ -0{,}0615 \end{vmatrix}$$

Se obţine regimul estimat din figura 2 *b*.

La aplicarea metodei RIZ se obţine, corespunzător relaţiei (9) — anexa 2, următorul sistem de ecuaţii :

$$\begin{vmatrix} 4 & -2 & 0 & 0 \\ -2 & 4 & -2 & -6{,}66 \\ 0 & -2 & 4 & 10{,}66 \\ 0 & -6{,}66 & 10{,}66 & 0 \end{vmatrix} \begin{vmatrix} \delta_2 \\ \delta_3 \\ \delta_4 \\ \lambda \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} 0{,}304 \\ -0{,}697 \\ -0{,}123 \\ 0 \end{vmatrix}$$

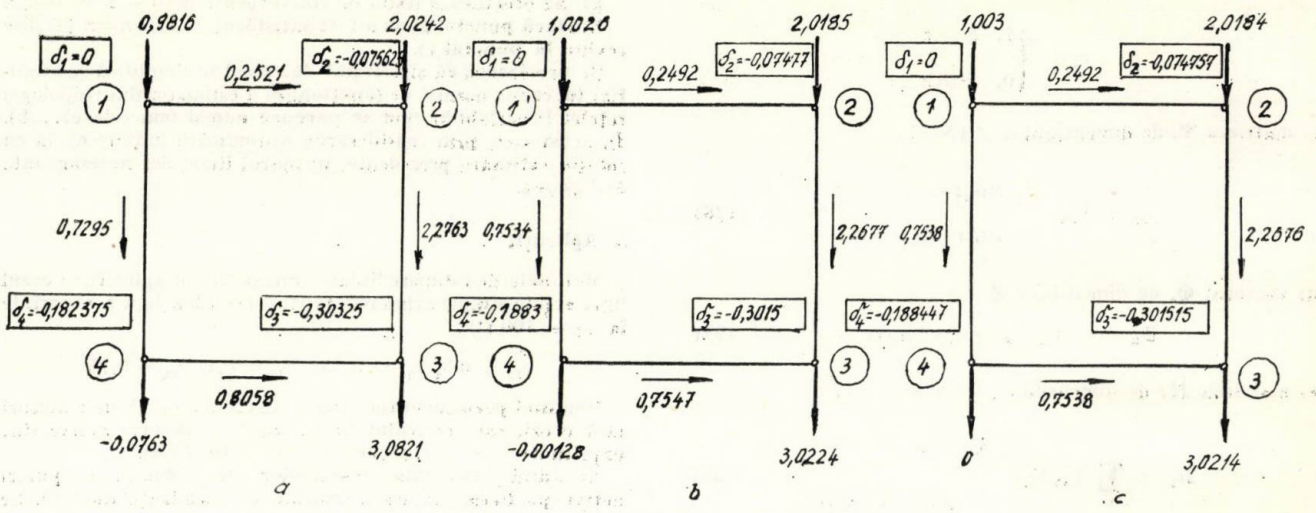


Fig. 2

Regimul estimat este prezentat în figura 2 *c*.

Presupunem pierderea măsurilor pe laturile 1—4 şi 3—4. În acest caz estimarea este posibilă numai prin includerea pseudomăsurii din nodul 4. În metoda RIZ sistemul de ecuaţii (9) — anexa 2 este :

$$\begin{vmatrix} 4 & -2 & 0 & 0 \\ -2 & 2 & 0 & -6{,}66 \\ 0 & 0 & 0 & 10{,}66 \\ 0 & -6{,}66 & 10{,}66 & 0 \end{vmatrix} \begin{vmatrix} \delta_2 \\ \delta_3 \\ \delta_4 \\ \lambda \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} 0{,}304 \\ -0{,}46 \\ 0 \\ 0 \end{vmatrix}$$

rezultînd regimul estimat reprezentat în figura 3.

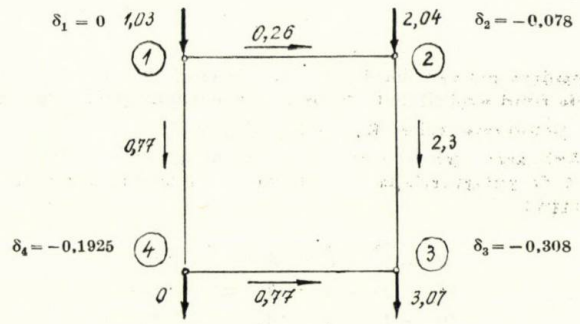


Fig. 3

Se constată :

— ameliorarea preciziei în metodele PIN şi RIZ (regimurile estimate din figurile 2 *b* şi 2 *c* comparativ cu cel din figura 2 *a*) ;

— prin ponderarea, în metoda PIN, a pseudomăsurii de injecţie nulă cu un factor p de circa 100 de ori mai mare decît cei aferenţi măsurilor de circulaţii de puteri (W_{ij}), estimările obţinute în metodele PIN şi RIZ coincid practic (fig. 2*b* şi 2*c*) ;

— avaria de echipamente considerată conduce la neîndeplinirea condiţiei de observabilitate a reţelei dacă estimarea ar utiliza exclusiv circulaţii de puteri. Prin introducerea informaţiei privind injecţia nulă în nodul 4, siguranţa estimării s-a îmbunătăţit, obţinîndu-se un regim estimat avînd o precizie acceptabilă (fig. 3). Se remarcă în acest caz că valorile estimate coincid cu valorile măsurate (puterile pe laturile 1—2 şi 2—3), redondanţa sistemului fiind egală cu 1.

Concluzii

Metodele propuse în acest articol reprezintă o contribuţie în problema determinării regimului permanent al reţelelor electrice în timp real, încadrîndu-se într-o direcţie de cercetare recentă şi fiind de un interes major pentru sistemul energetic naţional.

Domeniul de aplicabilitate a modelelor de estimare elaborate se referă la sisteme energetice caracterizate prin :

— grad de redondanţă moderat în volumul de circulaţii de puteri disponibil prin telemăsurare ;

— număr relativ mare de staţii electrice de transfer (cu injecţii de curent nule).

În metoda PIN, injecţiile de curent, considerate pseudomăsuri precise, sînt introduse ca reziduuri în funcţia-obiectiv definită conform principiului celor mai mici pătrate. În metoda RIZ, injecţiile de curent nule sînt tratate ca restricţii într-un proces de optimizare în care funcţia de minimizat depinde numai de reziduurile circulaţiilor de puteri.

Estimarea stării necesită în ambele metode rezolvarea unui sistem neliniar de ecuaţii avînd matricea coeficienţilor hermitică, lacunară şi constantă. Aceste proprietăţi determină un algoritm de calcul simplu şi eficient, adaptabil pentru un calculator de proces în condiţii severe de memorie şi viteză de calcul.

Următoarele caracteristici diferențiază modelele de estimare propuse :

— în metoda PIN :

— ordinul sistemului de ecuații în complex este $N-1$, N fiind numărul nodurilor rețelei ;

—gradul de umplere al matricei coeficienților este superior celui corespunzător matricei nodale de admitanțe, numărul elementelor nenule al acestor matrice fiind însă comparabil ;

— factorul de ponderare al pseudomăsurilor exacte trebuie corelat cu factorii de ponderare pentru valorile telemăsurate ;

— în metoda RIZ :

— ordinul sistemului de ecuații în complex este $N+Z-1$, Z fiind numărul nodurilor de injecție nulă;

— gradul de umplere al matricei coeficienților este inferior celui corespunzător matricei nodale de admitanțe ;

— în procesul de factorizare Gauss, determinarea ordinei optimale de eliminare va fi efectuată în condițiile existenței unor termeni diagonali nuli în matricea inițială.

Soluțiile ambelor metode coincid practic dacă în metoda PIN se adoptă o valoare de circa 100 de ori mai mare pentru factorul de ponderare al injecțiilor nule în raport cu ponderile asociate datelor telemăsurate.

Un program de estimare a stării sistemului electroenergetic elaborat prin aplicarea metodei PIN sau RIZ poate constitui un element esențial al software-ului de aplicații pentru calculatoarele de proces incluse în cadrul sistemului informatic de conducere operativă prin dispecer a sistemului energetic național.

Continuarea cercetării va permite precizarea unor aspecte suplimentare ca urmare a realizării și experimentării unui program operațional de calcul.

ANEXA I

Metoda de estimare AEP

Funcția obiectiv este :

$$F(\boldsymbol{V}) = (\boldsymbol{S_m} - \boldsymbol{S_c})_t^* \boldsymbol{W} (\boldsymbol{S_m} - \boldsymbol{S_c}), \tag{1}$$

în care :

$\boldsymbol{V}$ este vectorul de stare al tensiunilor nodale, de dimensiune $N-1$;

$\boldsymbol{S_m}$ — vectorul puterilor complexe, măsurate, de dimensiune M ;

$\boldsymbol{S_c}$ — vectorul puterilor complexe, calculate, funcție de $\boldsymbol{V}$, de dimensiune M ;

$\boldsymbol{W}$ — matrice diagonală de ponderi, de dimensiuni MxM ; factorul de pondere corespunzător unei puteri măsurate se ia egal cu inversul erorii pătratice maxime totale a echipamentului de măsură aferent (transformatoare de tensiune și de curent, traductoare, conversia analog digitală) ;

N — numărul de noduri ale rețelei ;

M — numărul de laturi măsurate.

Puterile măsurate $S_{m,ij}$, respectiv calculate $S_{c,ij}$, pe linia ij în nodul i se exprimă în funcție de tensiunile „măsurate" $U_{m,ij}$, respectiv calculate $U_{c,ij}$, sub forma :

$$S_{m,ij} = \left(\frac{U_{m,ij}}{z_{ij}}\right)^* V_i + (y_{i0} V_i)^* V_i$$

$$S_{c,ij} = \left(\frac{U_{c,ij}}{z_{ij}}\right)^* V_i + (y_{i0} V_i)^* V_i \tag{2}$$

unde

z_{ij} este impedanța longitudinală a laturii ij ;

y_{i0} — admitanța transversală a laturii ij în nodul i, se introduc în (1), obținîndu-se o formă echivalentă a funcției-obiectiv.

$$F(\boldsymbol{V}) = (\boldsymbol{U_m} - \boldsymbol{U_c})_t \boldsymbol{D} (\boldsymbol{U_m} - \boldsymbol{U_c})^*, \tag{3}$$

în care

$\boldsymbol{U_m}$ este vectorul tensiunilor „măsurate" în lungul laturilor, de dimensiune M ;

$\boldsymbol{U_c}$ — vectorul tensiunilor calculate în lungul laturilor, de dimensiune M ;

$\boldsymbol{D}$ — matrice diagonală, reală, de dimensiuni MxM, cu termenul asociat laturii măsurate ij de forma

$$W_{ij} \left|\frac{V_i}{z_{ij}}\right|^2$$

Tensiunile $\boldsymbol{U_c}$ se exprimă în funcție de vectorul de stare cu relația :

$$\boldsymbol{U_c} = \boldsymbol{A}\boldsymbol{V} + \boldsymbol{A_e}\ V_e, \tag{4}$$

în care

$\boldsymbol{A}$ este matrice de incidență a laturilor măsurate la nodurile de tensiune necunoscută, de dimensiuni M x $(N-1)$;

$\boldsymbol{A_e}$ — matrice de incidență a laturilor măsurate la nodul de echilibru e, de dimensiuni Mx1 ;

V_e — tensiunea măsurată a nodului de echilibru, în raport cu care estimarea se consideră deterministă.

Minimul funcției F se obține cînd :

$$\frac{\partial F}{\partial(\mathrm{Re}\,\boldsymbol{V})} = 0 \qquad \frac{\partial F}{\partial(\mathrm{Im}\boldsymbol{V})} = 0 \tag{5}$$

Efectuînd derivatele parțiale în (5) cu aproximația că $\boldsymbol{D}$ și $\boldsymbol{U_m}$ sînt independente de $\boldsymbol{V}$, se obține următorul sistem de $N-1$ ecuații în complex :

$$-2\,\boldsymbol{A}\boldsymbol{D}\,(\boldsymbol{U_m} - \boldsymbol{A_e}\,V_e - \boldsymbol{A}\boldsymbol{V}) = 0$$

sau

$$\boldsymbol{M}\boldsymbol{V} = \boldsymbol{T} \tag{6}$$

în care

$$\boldsymbol{M} = \boldsymbol{A}_t\ \boldsymbol{D}\ \boldsymbol{A}$$

$$\boldsymbol{T} = \boldsymbol{A}_t\,\boldsymbol{D}\,(\boldsymbol{U_m} - \boldsymbol{A_e}\,V_e)$$

Se constată că substituirea sistemului original de măsuri $\boldsymbol{S_m}$ cu sistemul fictiv $\boldsymbol{U_m}$ (dependent liniar de vectorul de stare $\boldsymbol{V}$) a permis definirea unui model de estimare avînd matricea coeficienților independentă de variabilele de stare.

Algoritmul de calcul constă în soluționarea iterativă a sistemului de ecuații (6), termenul liber $\boldsymbol{T}$ fiind o funcție neliniară de $\boldsymbol{V}$ prin intermediul tensiunilor măsurate $\boldsymbol{U_m}$ definite de relația :

$$U_{m,ij} = z_{ij}\left[\left(\frac{S_{m,ij}}{V_i}\right)^* - y_{io}\,V_i\right]. \tag{7}$$

În cazul unei laturi măsurate la ambele capete sau pentru laturi în paralel, în sistemul de ecuații (6), elementele corespunzătoare din U_m se calculează ca medie aritmetică a tensiunilor obținute cu relația (7).

Sistemul (6) admite soluție în următoarele condiții de observabilitate a rețelei :

— tensiunea într-un nod (de echilibru) să fie cunoscută ;

— matricea M să fie nesingulară, ceea ce este echivalent cu :

1) pentru oricare nod i, variabila de stare asociată să fie definită (fiecare măsură pe o latură ij definind o singură variabilă : în i sau în j) ;

2) să existe cel puțin o latură măsurată incidentă în nodul de echilibru.

ANEXA 2

Metode de estimare liniară

Modelul liniar (în curent continuu) care definește circulațiile de puteri active P_{ij} (u.r.) în funcție de variabilele de stare δ ($N-1$ argumente ale tensiunilor nodale) este :

$$P_{ij} = \frac{1}{x_{ij}} (\delta_i - \delta_j) = \frac{1}{x_{ij}} \varphi_{ij}, \qquad (1)$$

în care x_{ij} este reactanța laturii ij în u.r. (în relația (1) pentru tensiunea medie a rețelei s-a adoptat valoarea 1 u.r.).

În metoda de estimare liniară ce particularizează metoda PIN, funcția-obiectiv este :

$$F(\delta) = (\varphi_m - \varphi_c)_t \, D \, (\varphi_m - \varphi_c) + R_{ip} \, R \qquad (2)$$

în care

φ_m este vectorul diferențelor de unghiuri, măsurate, în lungul laturilor, de dimensiune M ;

φ_c — vectorul diferențelor de unghiuri, calculate, în lungul laturilor, de dimensiune M ;

D — matrice diagonală cu termenul asociat laturii măsurate ij, de forma $\frac{W_{ij}}{x_{ij}^2}$, de dimensiuni $M \times M$;

R — vectorul puterilor active, calculate, în nodurile de injecție nulă, de dimensiune Z ;

p — factor de ponderare al pseudomăsurilor de injecții.

Vectorul φ_c se exprimă în funcție de vectorul de stare cu relația :

$$\varphi_c = A\delta, \qquad (3)$$

în care A este matricea de incidență a laturilor măsurate la nodurile rețelei (exclusiv nodul origine de fază), de dimensiuni $M \times (N-1)$.

Vectorul R se definește în funcție de vectorul injecțiilor nodale de puteri active P prin intermediul matricei de conexiune C ; vectorul P este dependent liniar de vectorul de stare δ ;

$$R = CP = CB\,\delta \qquad (4)$$

în care C s-a definit în cap. 3, iar B este matricea nodală de susceptanțe din care s-a eliminat coloana corespunzătoare nodului origine de fază, de dimensiuni $N \times (N-1)$.

Minimul funcției F rezultă pentru soluția δ a sistemului de $N-1$ ecuații liniare :

$$\boxed{(M + p\,H)\,\delta = T} \qquad (5)$$

în care

$$M = A_t \, D \, A$$

$$H = \psi_t \, \psi \text{ cu } \psi = CB$$

$$T = A_t D \, \varphi_m$$

Vectorul φ_m al diferențelor de unghiuri se definește din relația :

$$\varphi_{m,ij} = P_{m,ij} \cdot x_{ij}. \qquad (6)$$

Dacă se consideră numai măsurile de circulații de puteri active, sistemul (5) devine :

$$\boxed{M\,\delta = T} \qquad (7)$$

În metoda de estimare liniară corespunzătoare metodei RIZ se formează funcția Lagrange :

$$\varphi = F + R_t \Lambda \qquad (8)$$

în care funcția-obiectiv F este $(\varphi_m - \varphi_c)_t D (\varphi_m - \varphi_c)$, iar Λ este vectorul multiplicatorilor Lagrange, de dimensiune Z.

Minimul funcției F în prezența restricțiilor $R = 0$ rezultă pentru soluția următorului sistem de $N+Z-1$ ecuații liniare :

$$\begin{vmatrix} 2M & \psi_t \\ \psi & 0 \end{vmatrix} \begin{vmatrix} \delta \\ \Lambda \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} 2T \\ 0 \end{vmatrix} \qquad (9)$$

Cu notațiile introduse în par. 4.2., elementele nenule ale matricelor M, T, ψ și H se definesc din :

$$M_{ij} = M_{ji} = -D_{ij} \qquad i \neq e, \; j \in \alpha_m(i), \; j \neq e \qquad (10)$$

$$M_{ii} = \sum_k D_{ik} \qquad k \in \alpha_m(i)$$

$$T_i = \sum_k D_{ik} \, \varphi_{m,ik} \qquad i \neq e, \; k \in \alpha_m(i) \qquad (11)$$

$$\psi_{hk} = B_{hk} \qquad h \in \mu, \; k \in \alpha(h), \; k \neq e \qquad (12)$$

$$H_{ij} = \sum_h B_{ih} \, B_{hj} \qquad i,j \neq e, \; h \in \mu \cap \alpha(i) \cap \alpha(j) \qquad (13)$$

în care B_{ij} este termenul ij din matricea nodală de susceptanțe B.

Bibliografie

[1] Schweppe, F. C. ș.a. *Power system static state estimation.* Part. I—III. În : I.E.E.E. Trans. PAS—89, nr. 1, ian, 1970.

[2] Masiello, R. D. și Schweppe, F. C. *A tracking static state estimator.* În : IEEE Trans. PAS—90, nr. 5, mai-iunie, 1970.

[3] Larson, R. E. ș.a. *State-estimation in power systems.* Part. I—II. În: IEEE Trans, PAS—89, nr. 3, martie1970.

[4] Dopazo, J. F., Klitin , O. A., Stagg, G. W. și Van Slyck, L. S. *State calculation of power systems from line flow measurements.* I. În: IEEE Trans. PAS—89, nr. 7, sept./oct. 1970.

[5] Dopazo, J. F., Klitin, O. A. și Van Slyck, L.S. *State calculation of power systems from line flow measurements,* II. În : IEEE Trans. PAS—91, nr. 1, ian./febr. 1972.

[6] Dopazo, J. F. ș.a. *Real-time load flow for the AEP System.* În : Proc. of 4 th PSCC, Grenoble, sept. 1972.

[7] Dopazo, J. F. ș.a. *Justification of the AEP real-time load flow project.* În : IEEE Trans. PAS—92, nr. 5, sept./oct. 1973.

[8] * * * *Cercetări privind conducerea prin dispecer a sistemului energetic național prin foosirea calculatoarelor electronice.* Studiu ISPE— ICENERG, cap. 4, dec. 1973.

[9] Faddeev, D. K. și Faddeeva, V. N. *Vtcislitelnte metodt lineinoi alghebrt.* Fizmatghiz, Moscova, 1960.

[10] Tinney, W.F. și Walker, J.W. *Direct solutions of sparse metwork equations by optimally ordered triangular factorization.* Proc. IEEE, nov. 1967.

(Articol intrat în redacție în februarie 1974)

Recenzii

C. MOȚOIU. **Centrale termo și hidroelectrice.** *București, Editura didactică și pedagogică, 1974 (432 p., 418 fig., 44 ref. bibl.)*

De curînd a apărut lucrarea *„Centrale termo și hidroelectrice"* de ing. C. Moțoiu, conferențiar în cadrul Catedrei de centrale electrice din Institutul politehnic București. Autorul, prin bogata sa experiență de proiectare și didactică, cîștigată de-a lungul a peste douăzeci și cinci de ani, se bucură de un binemeritat prestigiu profesional în rîndul specialiștilor termoenergeticieni. Cartea reprezintă versiunea definitivată a cursului cu același titlu ținut de autor la secția electroenergetică a Facultății de energetică.

Lucrarea analizează instalațiile mecanice care compun centralele electrice în stadiul lor actual de dezvoltare și prezintă și problemele de ansamblu ale centralelor, cum ar fi alegerea amplasamentelor, concepția schemelor și dispozițiilor de ansamblu, noțiuni fundamentale economice și de exploatare etc., fără a se preocupa însă de partea electrică a complexelor care alcătuiesc centralele și care formează obiectul altor lucrări.

Structura lucrării și dezvoltarea capitolelor țin seama de necesitățile formării inginerilor energeticieni, în sensul preocupărilor de optimizare a centralelor electrice, atît în faza de stabilire a soluțiilor, cît și în exploatare.

Lucrarea grupează cele 26 capitole în șase părți, după cum urmează:

— *Partea I. Probleme energetice actuale.* Cap. 1 — Generalități, dezvoltarea producerii energiei electrice. Cap. 2 — Caracteristicile centralelor electrice.

— *Partea II. Centralele termoelectrice cu abur, concepția de ansamblu.* Cap. 3 — Centrale termo-electrice, sisteme de producere a energiei, condiții de amplasare. Cap. 4 — Circuitul termic al centralelor termoelectrice. Cap. 5 — Metode de îmbunătățire a randamentului circuitului termic. Cap. 6 — Calculul circuitului termic. Cap. 7 — Termoficarea.

— *Partea III. Elementele componente ale centralelor termoelectrice cu abur.* Cap. 8 — Instalații de cazane și anexele lor. Cap. 9 — Instalații de turbine și anexele lor. Cap. 10 — Utilajul circuitului termic, preîncălzitoare, pompe de alimentare. Cap. 11 — Tratarea apei în centralele electrice. Cap. 12 — Schemele termice ale centralelor termoelectrice. Cap. 13 — Instalații pentru apa de răcire. Cap. 14 — Gospodării exterioare de combustibil. Cap. 15 — Dispoziția generală a instalațiilor din CTE.

— *Partea IV. Alte categorii de centrale termoelectrice.* Cap. 16 — Centrale cu motoare Diesel. Cap. 17 — Centralele electrice cu turbine cu gaze. Cap. 18 — Cicluri mixte abur-gaze. Cap. 19 — Centrale nucleroelectrice, reactoare. Cap. 20 — Componente și instalații în CNE.

— *Partea V. Centrale hidroelectrice.* Cap. 21 — Amenajări hidroenergetice, scheme. Cap. 22 — Elemente componente ale CHE.

— *Partea VI. Probleme legate de funcționarea centralelor electrice, controlul și conducerea instalațiilor, servicii interne, exploatarea instalațiilor.* Cap. 23 — Conducerea proceselor tehnologice. Cap. 24 — Serviciile interne ale centralelor electrice. Cap. 25 — Exploatarea centralelor electrice. Cap. 26 — Indici economici privind centralele electrice.

Ponderea tratării capitolelor și dezvoltarea mai amplă a unor probleme, cum sînt cele ale centralelor termoelectrice de mare putere folosind combustibil solid inferior au ținut seama de preocupările actuale privind producerea și utilizarea rațională a energiei din țara noastră, care constituie în prezent una dintre sarcinile de bază ale energeticienilor. De asemenea, la prezentarea fiecărei instalații, este urmărită economia de energie prin alegerea soluțiilor tehnice avansate, optimizarea instalațiilor și dimensionarea lor corectă.

În ceea ce privește centralele hidroelectrice, sînt prezentate la nivelul necesar electroenergeticienilor noțiunile de bază privind caracteristicile componentelor acestor centrale și principiul funcționării lor în cadrul sistemelor energetice.

Din parcurgerea lucrării rezultă că materia, foarte amplă de altfel, la nivelul actual al tehnicii, este prezentată foarte clar și bine sistematizat. S-ar putea obiecta că materialul apare extrem de concentrat, avînd prin aceasta mai mult caracterul de „scurt tratat" decît de „curs". Prin aceasta, cartea trebuie considerată mai mult decît un curs și, deși se adresează studenților de specialitate din învățămîntul tehnic superior, poate fi utilizată cu cel mai mare folos de inginerii și tehnicienii din diverse domenii de activitate energetică.

Se remarcă prezentarea realizărilor din țara noastră în special a celor mai recente. De altfel lucrarea se bazează în general pe realizările cele mai moderne din domeniul respectiv, la nivelul tehnicii mondiale.

În literatura de specialitate originală, cartea reprezintă una dintre puținele lucrări din domeniu apărute în ultimii ani, oglindind experiența dobîndită în țara noastră, prin realizările de proiectare, construcție și exploatare a centralelor.

Este de dorit ca, în același spirit, să fie elaborată o lucrare privind numai centralele termoelectrice clasice, cărora nu le-a fost dedicată pînă acum vreo lucrare originală românească. Cele două lucrări ar fi în mod fericit completate de o carte de probleme, singura lucrare originală existentă *) nemaifiind actuală ca prezentare, conținut, unități de măsură etc. și fiind, de altfel, de mult epuizată.

Mai merită să fie relevate claritatea figurilor, precum și tehnoredactarea foarte îngrijită, căreia din păcate nu îi corespunde nivelul tehnic al tiparului (I. P. „Oltenia", Craiova).

Dr. ing. **Călin Mihăileanu,**

ing. **Alexandru Mișu**

B. MATHE, AL. CURELARU și ST. OGREZEANU. **Aparate electrice de înaltă tensiune.** Montare, întreținere, exploatare. Editura tehnică, București, 1973.

Cartea cu titlul de mai sus, apărută în ciclul „Montarea și exploatarea echipamentului electric", reprezintă un îndrumar foarte util atît pentru personalul tehnic care lucrează în domeniul montării, exploatării, întreținerii și reparării aparatelor electrice de înaltă tensiune, ușurînd desfășurarea acestor activități, cît și pentru cei ce lucrează în domeniul construcției aparatajului electric de înaltă tensiune. În al doilea rînd, cartea reprezintă un ghid cu caracter de informare pentru cei ce lucrează în proiectare și, de asemenea, interesează pe studenții facultăților de electrotehnică și energetică, care trebuie să se familiarizeze încă de pe băncile facultății cu aspectele practice ale montării și exploatării în bune condiții a echipamentului electric de înaltă tensiune, în vederea viitoarelor confruntări cu problemele practicii inginerești.

Lucrarea cuprinde, în cele 424 de pagini, șase capitole și patru anexe, după cum urmează:

În *capitolul 1* — Introducere — se face o clasificare a principalelor aparate electrice prin intermediul cărora se realizează o stație de conexiuni și de transformare, definindu-se succint rolul fiecăruia, după care se introduc noțiunile: tensiune nominală, tensiune de ținere, nivel de izolație (conform recentei publicații CEI 71—1972 și proiectului de STAS 6489—73), curent nominal (într-un tabel se indică gama curenților nominali uzuali ai aparatelor electrice de înaltă tensiune din România), curent de stabilitate termică, curent de stabilitate dinamică, curent de conectare, curent de rupere și putere de rupere. Se prezintă în final principalele condiții care se impun calității aparatajului electric de înaltă tensiune.

Capitolul 2 — intitulat „Solicitările caracteristice la care sînt supuse în exploatare aparatele electrice de înaltă tensiune și comportarea diferitelor sub-

*) C. Dinulescu. Centrale electrice, probleme. Editura tehnică, București, 1959.

ansambluri ale aparatelor la aceste solicitări" —, după o clasificare a solicitărilor la care sînt supuse aparatele electrice de înaltă tensiune în exploatare, funcție de locul de aplicare a solicitării, le analizează în detaliu, astfel:

— În subcapitolul 2.1 se analizează solicitările izolației interne și externe a aparatelor electrice la tensiunea de serviciu și la supratensiunile de comutație (de conectare și de reanclanșare, de deconectare a liniilor în gol, de restabilire, provocate la întreruperea curenților mici inductivi), arătîndu-se și principalele căi de limitare a supratensiunilor de comutație, supratensiunile externe (conform clasificării și definițiilor noilor publicații CEI); se prezintă principalele formule de calcul, diagrame și scheme pentru înțelegerea fenomenelor, cu referire permanentă la aspectele legate de problemele de exploatare din sistemul energetic al R.S.R.

— În subcapitolul 2.2 sînt tratate probleme legate de solicitările căilor de curent, în exploatare, sub aspect termic, mecanic și chimic (coroziune). Se prezintă tabele și diagrame referitoare la încălzirea căilor de curent în regim normal și în regim de scurtcircuit, influența diverșilor factori (material, forțe de apăsare pe contacte, temperatură) asupra funcționării contactelor electrice, probleme de sudare și lipire a contactelor, precum și efectele forțelor electrodinamice.

— Subcapitolul 2.3 tratează aspectele solicitărilor circuitului magnetic al aparatelor, corelate cu influența diverșilor factori (saturația miezului magnetic, fluxurile parazite, starea circuitului magnetic) asupra timpilor proprii de acționare ai mecanismelor de acționare.

— În subcapitolul 2.4 se arată solicitările mecanismelor de acționare sub aspectul forțelor care solicită articulațiile mecanismelor, al presiunilor specifice și tensiunilor de tăiere în articulații, capacitatea de lucru mecanic a dispozitivelor de acționare.

— Solicitările dispozitivelor de stingere a arcului electric, tratate în subcapitolul 2.5, abordează aspectele chimico-termice ale dispozitivelor de stingere, prezentîndu-se un interesant tabel în legătură cu numărul maxim de deconectări în regim normal și de scurtcircuit admis între două revizii consecutive la întreruptoarele fabricate de uzina „Electroputere"-Craiova, precum și solicitările electrice ale dispozitivelor de stingere (tensiunea de restabilire, rigiditatea dielectrică a intervalului de arc, repartiția neuniformă a tensiunii pe camerele de stingere unitare înseriate la întreruptoarele de tip IO).

— În subcapitolul 2.6 se analizează solicitările aparatelor datorite unor factori climatici și de mediu, aspecte foarte puțin abordate în literatura tehnică din R.S.R. (temperatură, presiune atmosferică, umiditatea aerului, precipitațiile — ploaie, rouă, zăpadă — radiațiile, poluarea aerului, stabilindu-se zonele, caracteristicile diferitelor zone de poluare și măsurile ce se impun a fi luate pentru evitarea conturnării izolației electrice datorită poluării, precum și aspecte legate de nocivitatea vibrațiilor, zgomotelor și microorganismelor).

În *capitolul 3* — „Conservarea, ambalarea, transportul, depozitarea și deconservarea aparatelor electrice de înaltă tensiune" — se dau indicații utile legate de conservarea și ambalarea aparatelor la fabrica constructoare, transportul aparatelor prin mijloace rutiere, feroviare și navale, precum și măsurile ce trebuie luate în ceea ce privește depozitarea și deconservarea aparatelor la locul de montare, avîndu-se în vedere fragilitatea acestor aparate.

Capitolul 4, intitulat „Aparate electrice de înaltă tensiune utilizate în România — construcție, principii de funcționare", cuprinde următoarele subcapitole:

— Întreruptoare cu ulei, unde sînt analizate, sub aspectul caracteristicilor constructive și funcționale, întreruptoarele din seria IO, cele din seriile mai vechi (IUP), precum și cele modernizate (IUP-M), întreruptoarele cu aer comprimat, analizîndu-se în mod special cel fabricat de Merlin-Gérin (PPT-97), întreruptorul cu hexafluorură de sulf A 912, precum și întreruptoarele „Solenarc" de medie tensiune (cu suflaj magnetic) în curs de asimilare și în România.

— În subcapitolul 4.2 se prezintă dispozitivele de acționare a întreruptoarelor: cu resort, din seria MR 1, MR 2, MR 5, MRL, MRI, insistîndu-se asupra manevrării corecte a acestora, cu aer comprimat de tip DPI, cu electromagneți, precum și cele oleopneumatice (MOP).

— Subcapitolul 4.3 analizează separatoarele, separatoarele de sarcină, secționoarele și scurtcircuitoarele, iar subcapitolul 4.4 — principalele dispozitive de acționare ale separatoarelor fabricate în R.S.R. (cu arc, pneumatice, cu servomotor etc.).

— În subcapitolul 4.5 sînt tratate, din punct de vedere funcțional și din punctul de vedere al caracteristicilor constructive, transformatoarele de tensiune și curent, iar în subcapitolul 4.6 se prezintă principalele tipuri de descărcătoare și eclatoare.

— În subcapitolele 4.7, 4.8 și 4.9 se analizează aspectele constructive ale siguranțelor fuzibile, bobinele de reactanță și de stingere și principalele tipuri de celule prefabricate.

În *capitolul 5* — „Montarea (reglarea și verificarea), punerea în funcțiune și întreținerea aparatelor electrice de înaltă tensiune" — se reiau toate tipurile de aparate analizate în capitolul 4, prezentîndu-se informații foarte utile privind montarea acestora, corelate cu etapele de pregătire, diverse aspecte ale reviziilor ce trebuie făcute și care să conducă în final la o funcționare sigură a instalațiilor în care sînt montate.

Capitolul 6, intitulat „Organizarea reparațiilor aparatelor electrice de înaltă tensiune și procedee tehnologice speciale", se adresează în special personalului tehnic care lucrează în atelierele de întreținere și reparații, sub aspectul organizării, dotării cu aparatura corespunzătoare, modului de lucru și respectării măsurilor de tehnica securității și pe linie de PCI.

De asemenea se analizează în detaliu aspecte ale muncii curente a personalului de întreținere și reparații, cum ar fi: întreținerea contactelor electrice, armarea izolatoarelor (se indică diferite rețete pentru armarea cu chituri de cimentare cu litargă, cu rășină etc. și se dau indicații concrete pentru uscarea transformatoarelor de măsură).

Cartea mai cuprinde următoarele patru anexe utile celor care lucrează în domeniul aparatajului electric de înaltă tensiune:

— Anexa 1, „Recomandări internaționale și standarde naționale care conțin principalele condiții impuse construcției și exploatării aparatelor electrice de înaltă tensiune".

— Anexa 2, „Diagrame ajutătoare pentru evaluarea solicitării și pentru examinarea comportării diferitelor materiale și subansambluri izolante din construcția aparatelor electrice de înaltă tensiune", care grupează 47 de diagrame, deosebit de utile pentru aprecierea cu ușurință și rapiditate a solicitărilor la care este supusă izolația electrică a aparatelor. Pe aceeași diagramă se reproduc curbe după specialiști recunoscuți în acest domeniu, precum și după principalele recomandări internaționale.

— Anexa 3 prezintă o „Clasificare a industriilor după acțiunea noxelor asupra izolației externe a instalațiilor electrice" (după PE 110/70).

— În anexa 4 — „Recomandări pentru decontaminarea izolației" — se indică aspecte practice legate de spălarea izolației sub tensiune, aplicarea și îndepărtarea unsorilor siliconice protectoare ș. a.

Cartea recenzată prezintă în mod fericit bogata experiență practică de fabrică a autorilor în domeniul construcției aparatajului electric de înaltă tensiune cu îndelungata activitate desfășurată în domeniul cercetării, proiectării și exploatării acestuia în sistemul electroenergetic național.

Pe lîngă capitolele de maximă utilitate, legate de montarea, întreținerea, repararea etc. aparatelor electrice, cu măsuri concrete și operative, lucrarea cuprinde două capitole (cap. 1 și 2) foarte interesante, privind elemente ale solicitărilor caracteristice la care sînt supuse în exploatare aparatele electrice de înaltă tensiune, care, de regulă, sînt insuficient abordate în cărțile de aparate electrice.

Stilul clar și bogăția informațiilor corelate cu utilitatea imediată a acestora în practica de fabrică și de exploatare sînt alte elemente care recomandă această carte, de mult așteptată în literatura tehnică de specialitate.

ing. **T. Laszlo,**

ing. **Gh. Gavrilă**

Revista „ENERGETICA" — organ al Ministerului Energiei Electrice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din R.S. România. Redacția: București, Bd. Magheru 33, Sectorul 1. Telefon: 154470. Instituțiile pot achita abonamente pentru biblioteci și cabinete tehnice în contul de virament nr. 30.11.8.01.01 BN R.S.R. — Sectorul 4. Tarif pentru întreprinderi: lei 100 anual. Tarif pentru abonamente individuale: lei 30 anual. Prețul unui exemplar: 5 lei. Taxele poștale achitate anticipat, conform aprobării D.G.P.Tc. nr. 137/125/1975

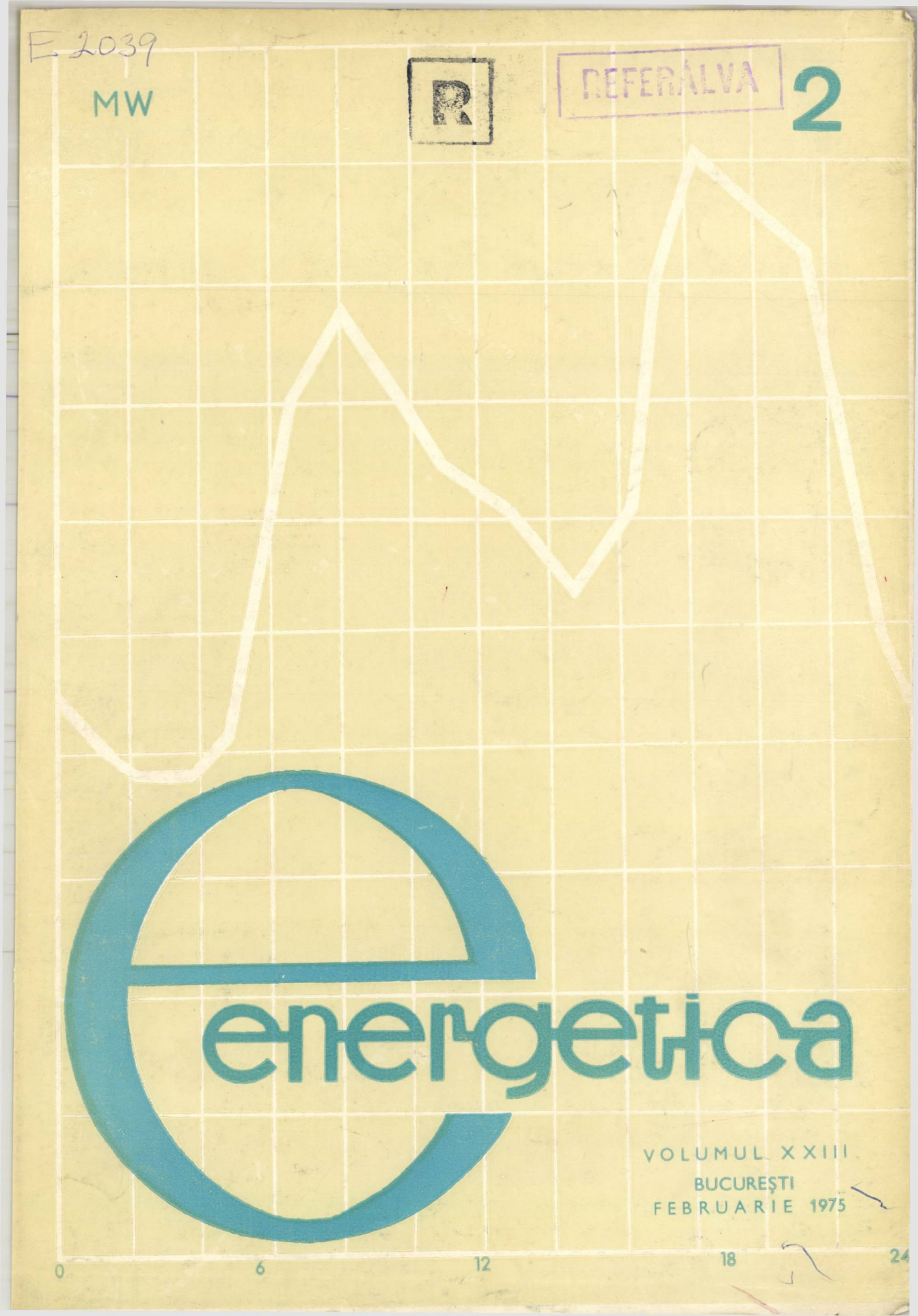
E 2039

MW

R

REFERALVA

2



energetica

VOLUMUL XXIII
BUCUREȘTI
FEBRUARIE 1975

MŰSZAKI EGYETEM KÖNYVTÁRA

ENERGETICA

ORGAN AL MINISTERULUI ENERGIEI ELECTRICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

ANUL 23 Nr. 2 Februarie

Cuprinsul

pag.

Creţu, D., Zlatanovici, D., Roşu, G. şi Kertesz, T. **Funcţionarea hidrogeneratoarelor de la centrala hidroelectrică Porţile de Fier în regim subexcitat** 49

Fodor, C. **Considerente privind adoptarea schemelor tehnologice în instalaţiile de tratare chimică a apei** 59

Stanisavlievici, L. **Regimul chimic neutru al apei, cu dozare de oxigen** 62

Bălan, V. **Asupra unor însuşiri energetice şi tehnologice ale şisturilor bituminoase din bazinul Anina, privind valorificarea extensivă** 68

Stan, M. şi Vlădăianu, D. **Medii poroase electromagnetice deformabile** 75

Mathe, B., Gavrilă, Gh. şi Mihalcea, E. **Avantajele introducerii în sistemul electroenergetic a staţiilor de înaltă tensiune capsulate în hexafluorură de sulf** 78

Crişan, O. **Ecuaţiile de funcţionare a generatorului sincron reprezentat în forma cea mai generală. Includerea fenomenelor din miezul magnetic** 86

Constantinescu, J. şi Homoş, M. **Algoritm şi program pentru calculul regimurilor permanente ale sistemelor electroenergetice cu pierderi minime de putere activă** 94

RECENZII

Revista apare sub îndrumarea
Consiliului științific al
Institutului central de cercetări energetice

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 621.311.2:621.313.12

Крецу, Д., Златанович, Д., Рошу, Г. и *Кертес, Т.*: **Функционирование гидрогенераторов в ГЭС „Железные Ворота" в режиме недовозбуждения**

Статья обобщения, включающая характерные особенности оборудования, технические выводы, вытекающие из проведенных исследований, и в общем информативные принципы, касающиеся гидрогенераторов в ГЭС „Железные Ворота".

Energetica 23 (1975), N° 2, стр. 49.

ДК 628.543.4:66.013

Фодор, К.: Решения, касающиеся одобрения по применению технологических схем в установках химической обработки воды

На основе расчетов, берущих во внимание химический состав воды, представлены варианты, которые могут быть одобрены к применению на схемах обработки воды для паровых котлов, оптимальных с технико-экономической точки зрения.

Energetica 23 (1975), N°2, стр. 59.

ДК 665.5:543.3

Станисавлиевич, Л.: Нейтральный химический режим воды с дозировкой кислорода

Energetica 23 (1975), N° 2, стр. 62.

ДК 665.5:621.3(498)

Бэлан, В.: Относительно некоторых энергетических и технологических свойств горючих сланцев Анинского бассейна, по экстенсивному освоению

Рассматриваются теоретические соображения и экспериментальные результаты, касающиеся горючих сланцев в общем, так и горючих сланцев Анинского бассейна, а также представлены соображения, основанные на исследования, проведенных в рамках ИЧЕМЭНЭРГ относительно горючих слацнев Анинского бассейна.

Energetica 23 (1975), N°2, стр. 68.

ДК 621.3.016:538.3

Стан, М. и *Влэдэяну, Д.*: Пористые деформирующиеся электромагнитные среды

Изучается случай пористых деформирующихся сред, имеющих твердую электропроводимую фазу. Установлены математические уравнения физической модели, показывая случаи их сокращения и давая формулу представления через потенциалы.

Energetica 23 (1975), N°2, стр. 75.

ДК 621.313.8

Матхэ, Б., Гаврилэ, Г., и *Михалчеа, Е.*: Преимущества введения в электроэнергетическую систему станций высокого напряжения КРУ с элегазовой изоляцией

Energetica 23 (1975), N°2, стр. 78.

ДК 621.313.322

Кришан, О.: Уравнения функционирования синхронного генератора, представленного в самой общей форме. Введение явлений из магнитной среды

Уравнения функциониорования синхронной машины, выраженные в аксиальной системе и соответствующее эквивалентное представление включают, в практическом представлении, нелинейные явления, введенные в магнитную сердцевину машины.

Energetica 23 (1975), N°2, стр. 86.

ДК 621.31:681.32

Константинеску, Ж. и *Хомош, М.*: Алгоритм и программа для постоянных вычислительных режимов электроэнергетических систем с минимальными потерямиактивной мощности

Представлен алгоритм минимизации общих потерь активной мощности в данной электроэнерегтической системе путем соответствующего распределения реактивных мощностей и через регулирование уровней напряжения в узлах анализированной сети.

Energetica 23 (1975), N° 2, стр. 94

INHALTSVERZEICHNIS

DK 621.311.2:621.313.12

Creţu, D., Zlatanovici, D., Roşu, G. und *Kertész, T.*: **Betrieb der Wasserturbinenagregate des Wasserkraftwerkes „Eisenen Tor" in untererregtem Zustand**

Zusammenfassende Betrachtung der Betriebsparameter der Ausrüstung, der aus den bisherigen Forschungsarbeiten hervorgehenden Schlussfolgerungen und andere Angaben über die Arbeitsweise der Wasserturbinensätze des Kraftwerks „Eisenen Tor".

Energetica 23 (1975), H. 2, S. 49.

DK 62 :.543.4:66.013

Fodor, C.: **Gesichtspunkte bei der Wahl von Betriebsschaltungen in den Anlagen zur chemischen Wasseraufbereitung**

An Hand von Berechnungen, die die chemische Wasserzusammensetzung berücksichtigen, werden einige wirtschaftlich und technisch optimale Schaltungsvarianten zur Kesselwasseraufbereitung behandelt.

Energetica 23 (1975), H. 2, S. 59.

DK 665.5:543.3

Stanisavlievici, L.: **Die chemisch-neutrale Fahrweise eines Wasserkreislaufes unter Sauerstoffdosierung**

Energetica 23 (1975), H. 2, S. 62.

DK 665.5:621.3(498)

Bălan, V.: **Einige wärmetechnische und technologischeEigenschaften der Ölschiefer aus dem Anin-Vorkommen aus der Sicht ihrer extensiven Auswertung**

Es werden die theoretischen Grundlagen und die Versuchsergebnisse mit Ölschiefer im allgemeinen und mit Anina-Ölschiefer im besonderen behandelt. Der Beitrag betrachtet die Frage der wärmetechnischen. Auswertung der aus dem Anina-Becken stammenden Ölschiefer aus der Sicht der Erkenntnisse die im Rahmen der im Forschungsinstitut ICEMENERG durchgeführten Forschungsarbeiten gewonnen wurden.

Energetica 23 (1975), H. 2, S. 68.

DK 621.3.016:538.3

Stan, M. und *Vlădăianu, D.*: **Poröse wandelbare elektromagnetische Medien**

Es wird der Fall poröser wandelbarer Medien untersucht, deren feste Phase leitfähig ist. Die mathematischen Gleichungen des physikalischen Modells werden bestimmt und die Möglichkeiten ihrer Reduzierung sowie der Darstellung mit Hilfe von Potentialwerten gezeigt.

Energetica 23 (1975), H. 2, S. 75.

DK 621.313.8

Mathe, B., Gavrilă, Gh. und *Mihalcea, E.*: **Vorteile bei der Einführung in das Energieversorgungssystem von F_6S-gekapselten Hochspannungs-Schaltanlagen.**

Energetica 23 (1975), H. 2, S. 78.

DK 621.313.322

Crişan, O.: **Betriebsgleichungen eines in seiner allgemeinsten Form Dargestellten Synchrongenerators unter Einbeziehung der im Magnetkern vor sich gehenden Erscheinungen**

Die Betriebsgleichungen einer Synchronmaschine werden im Koordinaten-system d, q, o ausgedrückt und erfehren eine entsprechende äquivalente Darstellung. Die in den Magnetkern der Maschine induzierten Nichtlinearen Phenomena werden in einer praktischen Darstellungsweise einbezogen.

Energetica 23 (1975), H. 2, S. 86.

DK 621.31:681.32

Constantinescu, J. und *Homoş, M.*: **Algorithmus und Programm zur Berechnung langfristiger Fahrweisen eines Energieversorgungssystems bei minimalem Verlust aktiver Leistung**

Es wird ein Algorithmus zur Minimalisierung der in einem Energieversorgungssystem entretenden Gesamtverluste aktiver Leistung mit Hilfe einer entsprechenden Verteilung der reaktiven Leistung und durch Spannungsregelung in den betrachteten Netzknoten angegeben.

Energetica 23 (1975), H. 2, S. 94.

SOMMAIRE

CD 621.311.2: 621.313.12

Creţu, D., Zlatanovici, D., Roşu, G. et *Kertesz, T.* : **Fonctionnement des hydrogénératrices à la centrale hydroélectrique de Portes de Fer en régime sous-excité**

Article de synthèse, englobant les caractéristiques de l'équipement, les conclusions techniques qui résultent des recherches effectuées et les principales informations sur les hydrogénératrices de Portes de Fer.

Energetica 23 (1975), no. 2, p. 49.

CD 628.543.4:66.013

Fodor, C. : **Considérations concernant l'adoptation des schémas technologiques dans les installations pour le traitement chimique de l'eau**

On présente, à base de calculs qui prennent en considération la composition chimique de l'eau, les variantes possibles à être adoptées aux schémas pour le traitement de l'eau dans les chaudières à vapeur, optimales du point de vue technique et économique.

Energetica 23 (1975), nr. 2, p. 59.

CD 665.5:543.3

Stanisavlievici, L. : **Régime chimique neutre de l'eau à dosage d'oxygène**

Energetica 23 (1975), nr. 2, p. 62.

CD 665.5:621.3(498)

Bălan, V. : **Sur quelques proprietés énergétiques et technologiques des schistes bitumineux du bassin d'Anina en ce qui concerne leur mise extensive en valeur**

L'article expose quelques considérations théoriques et les résultats expérimentaux sur les schistes bitumineux en général, tout comme sur ceux du bassin d'Anina. Des considérations concernant la mise en valeur des schistes, basées sur les recherches effectuées à ICEMENERG sur les schistes du bassin d'Anina, sont également présentées.

Energetica 23 (1975), nr. 2, p. 68.

CD 621.3.016:538.3

Stan, M. et *Vlădăianu, D.* : **Milieux poreux électromagnétiques déformables**

Les auteurs étudient le cas des milieux poreux déformables dont la phase solide est électroconductrice. Les écuations mathématiques du modèle physique ont été établies ; on a montré les situations où elles se réduisent et on a donné une formule de représentation par potentiels.

Energetica 23 (1975), nr. 2, p. 75.

CD 621.313.8

Mathé, B., Gavrilă, Gh. et *Mihalcea, E.* : **Les avantages de l'introduction dans le système électroénergétique des postes haute tension capsulés en hexafluorure de soufre.**

Energetica 23 (1975), nr. 2, p. 78.

CD 621.313.322

Crişan, O. : **Ecuations du fonctionnement de l'alternateur synchrone représenté dans la forme la plus générale. Inclusion de phénomènes du noyau magnétique**

Sont présentées les écuations du fonctionement de la machine synchrone exprimées à l'aide du système d'axes *d*, *q*, o et la représentation équivalente adéquate. On y inclus aussi, dans une représentation pratique, les phénomènes non-linéaires introduits par le noyau magnétique de la machine.

Energetica 23 (1975), nr. 2, p. 86.

CD 621.31:681.32

Constantinescu, J. et *Homoş, M.* : **Algorithm et programme pour le calcul des régimes permanents des systèmes électroénergétiques ayant des pertes minimales de puissance active**

L'étude présente un algorithme de minimisation des pertes totales de puisance active dans un système électroénergétique donné, par la répartition adéquate des puissances réactives et par le réglage des niveaux de tension dans les noeuds du réseau analysé.

Energetica 23 (1975), nr. 2, p. 94.

CONTENTS

DC 621.311.2:621.313.12

Creţu, D., Zlatanovici, D., Roşu, G. and *Kertèsz, T.* : **The operation of the hydrogenerators from Iron Gates power plant in underexcitation**

Synthesis comprising the epuipment's characteristics, the technical conclusions deriving from the carried out research and, generally, main information obtained regarding the hydrogenerators from the Iron Gates powr plant.

Energetica 23 (1975), nr. 2, p. 49.

DC 628.543.4:66.013

Fodor, C. : **Some aspects concerning the adoption of the flow sheet in the chemical water treatment plants**

The optimal technico-economic variants to be adopted at the boiler flow sheet, on the basis of the calculations that take into account the chemical water composition are presented.

Energetica 23 (1975), nr. 2, p. 59.

DC 665.5:543.3

Stanisavlievici, L. : **The neutral chemical water regime with oxygen dosage**

Energetica 23 (1975), nr. 2, p. 62.

DC 665.5:621.3(498)

Bălan, V. : **About some energetic and technological characterististics of the oil shale of the Anina Basin, in view of extensive practical application**

The theoretical considerations and experimental results are presented, both about oil shale in general and the oil shale of the Anina Basin, carried out by ICEMENERG are discussed.

Energetica 23 (1975), nr. 2, p. 68.

DC 621.3.016:538.3

Stan, M. and. *Vlădăianu, D.* : **Deformable electromagnetical porous media**

The case of the deformable porous media whose solid phase is electroconductive is investigated. The equations of the physical model are set up, presenting the cases of their reduction and giving a formula for potential representations.

Energetica 23 (1975), nr. 2, p. 75.

DC 621.313.8

Mathe, B., Gavrilă, Gh. and *Mihalcea, E.* : **The advantages of the introduction in the power system high voltage stations encased in sulphur hexafluoride**

Energetica 23 (1975), nr. 2, p. 78.

DC 621.313.322

Crişan, O. : **The operation equations of an alternator represented in the most general form. The inclusion of the magnetic core phenomena**

The operation equations of an alternator expressed on the axis system : *d*, *q*, o and the equivalent corresponding representation ; in a practical repressentation, the non-linear phenomenon introduced by the machine magnetic core are included.

Energetica 23 (1975), nr. 2, p. 86.

DC 621.31:681.32

Constantinescu, J. and *Homoş, M.* : **Algorithm and program for the calculation of the power system steady state with minimum active losses**

Algorithm for the minimization of the total active power losses in a given power system by the corresponding allocation of the reactive power and by the adjustment of the voltage levels analysed in the network nodes are presented.

Energetica 23 (1975), nr. 2, p. 94.

Funcționarea hidrogeneratoarelor de la Centrala hidroelectrică Porțile de Fier în regim subexcitat

Ing. **D. Crețu**, ing. **D. Zlatanovici**, ing. **G. Roșu** și ing. **T. Kertesz***)

Extinderea rețelei de transport de 400 kV a condus la apariția unui excedent de putere reactivă în situațiile în care se funcționează cu liniile electrice încărcate sub puterea lor naturală.

În nodul Porțile de Fier, în situația cea mai defavorabilă, cînd

— sînt în funcțiune liniile de 400 kV;

— centrala este încărcată numai cu puterea impusă de debitul minim sanitar al Dunării;

— bobinele de reactanță ale liniilor de 400 kV sînt deconectate,

excedentul de putere reactivă ce se impune a fi absorbit este de 450 MVAr [1].

În general, autotransformatoarele, transformatoarele și bobinele de reactanță, existente la capetele și de-a lungul liniilor, consumă o parte importantă din surplusul de putere reactivă, restul revenind generatoarelor sincrone (prin trecerea lor la funcționarea în regim subexcitat).

Funcționarea în regim subexcitat antrenează unele fenomene ce devin restrictive pentru o anumită valoare a puterii reactive absorbite, la tensiune la borne și putere activă dată. Aceste fenomene privesc:

— încălzirile în zona frontală a generatorului;

— stabilitatea funcționării generatorului în paralel cu sistemul;

— autoexcitația generatorului.

Pragurile de sarcină determinate de aceste fenomene fundamentează stabilirea volumului de investiții în bobine de reactanță și permit includerea generatorului în categoria mijloacelor eficiente de reglare a nivelului tensiunii și a circulației puterii reactive în sistemul energetic.

Lucrarea prezintă succint măsurătorile cîmpului magnetic axial și ale cîmpului din zona frontală a generatoarelor, rezultatele calculelor privind limita de încărcare funcție de parametrii de regim, concluziile și recomandările practice privitoare la funcționarea în regim capacitiv. Se dau caracteristicile și valorile măsurate ale parametrilor funcționali ai hidrogeneratoarelor și excitatoarelor de curent alternativ.

1. Încălzirile locale suplimentare

1.1. Determinarea încălzirilor locale din zona frontală s-a făcut prin metoda experimentală directă [2], [3], adică prin măsurători de temperatură pe generatorul în cauză, conectat la rețea în regim de absorbție de putere reactivă maximă, deoarece rezultatele ce se obțin prin metode analitice și pe modele fizice, deși au atribut de generalitate, sînt lipsite de certitudinea cerută pentru formularea instrucțiunilor de exploatare.

Măsurarea temperaturilor în zona frontală s-a făcut cu termocuple racordate la aparate înregistratoare de clasă 0,5, iar componentele axiale ale inducției magnetice s-au obținut prin măsurarea tensiunilor induse în minibobine etalonate, confecționate special.

Captatoarele de temperatură și de inducție au fost fixate pe suporturi ce permit un montaj ușor și o localizare riguroasă a punctelor de măsură. Suporturile pentru termocuple sînt din oțel nemagnetic; ele asigură un contact permanent cu suprafața metalică a miezului și dintelui statoric și cu suprafața interioară a plăcii de strîngere. Suporturile minibobinelor sînt din material electroizolant.

Componenta axială a inducției se determină la distanța de 1 mm de la suprafața miezului. Suporturile au fost montate între miez și placa de strîngere, în lungul degetului de presare, pînă la întrefier, fără a demonta nici una dintre piesele generatorului.

Au fost montate termocuple și în plăcile de strîngere.

Întregul montaj funcționează ireproșabil din 1970 [2].

În timpul probelor s-au menținut constante următoarele mărimi:

— tensiunea pe barele de 220 kV;

— temperatura aerului rece în hidrogenerator;

— puterea activă;

— curentul de excitație.

*) Autorii lucrează la ICEMENERG: Dumitru Crețu este șef de laborator, Dan Zlatanovici, Gabriela Roșu și Tiberiu Kertesz sînt cercetători științifici.

Probele s-au făcut cu hidrogeneratorul trecut pe reglajul manual al excitației. Necesarul de putere reactivă a fost asigurat de sistem și de celelalte hidrogeneratoare în funcțiune (cu reglaj automat).

Durata unei probe, determinată de stabilirea temperaturilor tuturor punctelor de măsură, a fost de circa 3 ore.

În total s-au efectuat un număr de 65 regimuri, din care 32 la HG 1 și 33 la HG 3.

În condiții identice de sarcină, temperaturile și inducțiile punctelor egal depărtate de întrefier pe direcție radială, la același generator, au o dispersie mică : sub un grad pentru temperaturi și sub 5% pentru inducții. Diferențele sînt mai mari cînd se compară rezultatele între cele două generatoare, ajungînd pînă la maximum 4°C. Se păstrează însă alura curbelor, localizarea punctelor cu maximum de temperatură etc.

În cele ce urmează se prezintă datele obținute pe hidrogeneratorul nr. 3.

1.2. Rezultatele se prezintă sub formă de diagrame organizate după diferiți parametri, pentru a se putea urmări mai comod influența fiecărui factor în parte asupra încălzirilor din zona frontală. S-au luat în considerare supratemperaturile și inducțiile mediate indicate de termocuplele, respectiv traductoarele de inducție, aflate în condiții identice și la distanțe egale de întrefier pe direcția radială. Supratemperatura reprezintă încălzirea într-un anumit punct, față de temperatura aerului rece.

În figura 1 se prezintă încălzirile și componenta axială a inducției în funcție de distanța radială măsurată de la întrefier spre exterior, pentru cazul în care se menține puterea activă la borne constantă ($P = 175$ MW). (În partea de jos a figurii sînt marcate punctele de măsură și poziționarea lor).

Curbele evidențiază o creștere sensibilă a încălzirilor zonei din apropierea întrefierului ; există o primă discontinuitate între încălzirea pachetului de tole și a plăcii de strîngere în punctele aflate la aceeași distanță de întrefier și o a doua discontinuitate la mijlocul dinților, în dreptul intervalului ce separă cele două bare ale crestăturii ; încălzirea maximă se obține spre vîrful dintelui, în tole, iar în placa de strîngere în marginea dinspre întrefier.

Componenta axială a inducției crește continuu înspre întrefier, iar ca valoare se încadrează în domeniul de valori obținute în cercetări similare, pe turbogeneratoare [4]. Explicația discontinuității încălzirii dintelui în planul de separație între cele două straturi de bobine trebuie căutată în condițiile de răcire diferite, și nu în discontinuități ale pierderilor în tolele dinților.

În figura 2 se pot urmări curbele similare ce au fost trasate pentru pachetul de tole frontal, însă alegînd ca parametru puterea activă ;

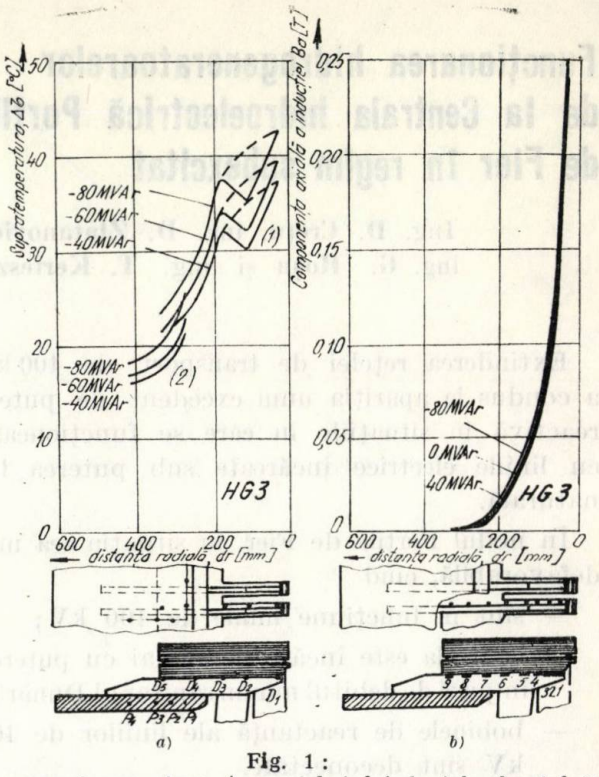


Fig. 1 :
a — supratemperatura $\Delta\tau$ a pachetului de tole frontal (*1*) și a plăcii de strîngere (*2*), la diverse sarcini reactive, funcție de distanța radială *dr*, la $P = 175$ MW, pentru HG3 ; *b* — componenta axială a inducției B_a în zona frontală, la diverse sarcini reactive, funcție de distanța radială *dr* la $P = 175$ MW, pentru HG3.

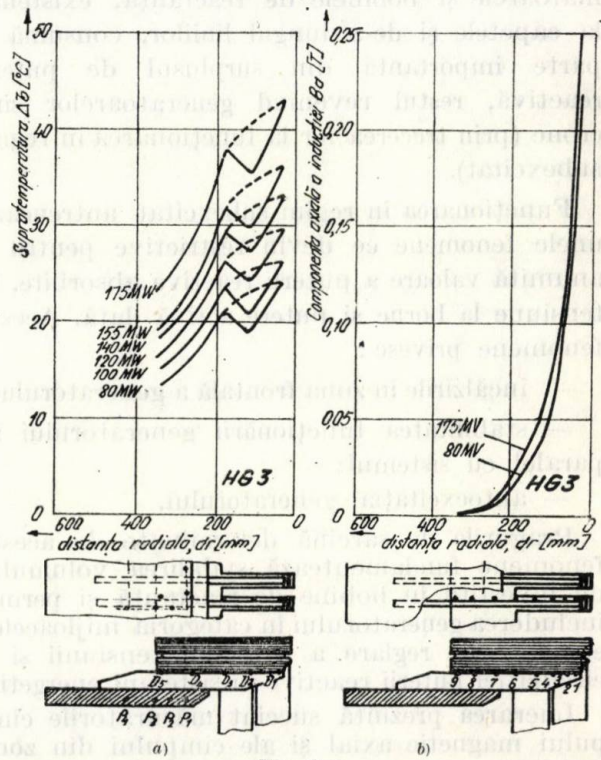


Fig. 2 :
a — supratemperatura $\Delta\tau$ a pachetului frontal de tole, la diverse puteri active, funcție de distanța radială *dr*, la $Q = 80$ MVAr capacitiv, pentru HG3 ; *b* — componenta axială a inducției B_a în zona frontală, funcție de distanța radială, pentru HG3.

în acest caz s-a menținut constantă puterea reactivă absorbită din sistem la 80 MVAr.

În figura 3 se dau domeniile de încălzire a dinților și plăcii de strîngere, în funcție de puterea activă.

Pentru punctul cel mai cald din zona frontală, care ar limita capacitatea de absorbție

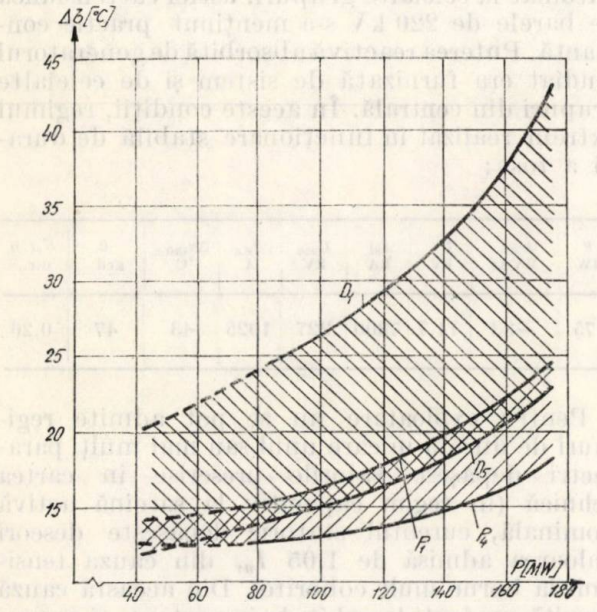


Fig. 3. Supratemperatura $\Delta\tau$ a diferitelor puncte din zona frontală, funcție de puterea activă la borne, P, pentru Q = = 80 MVAr capacitiv (probe experimentale pe HG 3).

de putere reactivă a hidrogeneratorului, și pentru diferite puteri active, se prezintă în figura 4 dependența încălzirii de sarcina reactivă.

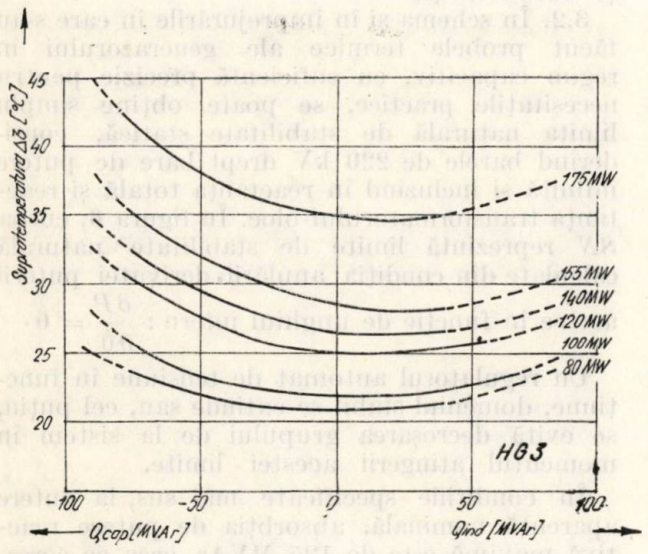


Fig. 4. Supratemperatura $\Delta\tau$ în vîrful dintelui, funcție de puterea reactivă, la diverse puteri active, pentru HG 3.

În regim capacitiv are loc o creștere importantă a încălzirilor zonei frontale față de regimul inductiv.

Pierderile locale în dinți, cînd generatorul funcționează inductiv, sînt mai mici decît în regim capacitiv, prin faptul că (fig. 5) componentele axiale ale inducției scad monoton prin trecerea hidrogeneratorului în regim inductiv [5].

Ușoarele creșteri ale încălzirilor în regim inductiv ce se văd în figura 4 se explică nu prin pierderile locale, ci prin mărirea pierderilor generale în mașină, ca urmare a creșterii curentului de excitație, fapt ce provoacă o încăl-

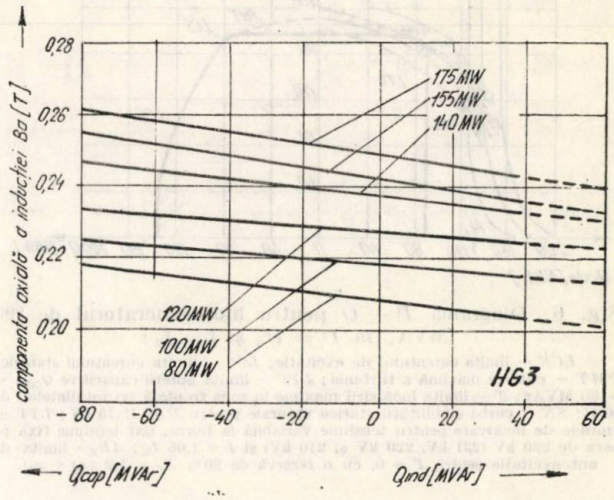


Fig. 5. Componenta axială a inducției în vîrful dintelui, funcție de puterea reactivă la P = constant.

zire mai pronunțată a aerului de răcire înainte de a străbate zona frontală. În cazul în care aerul rece s-ar fi menținut constant în întrefier, curbele ar fi fost descrescătoare monoton, prin trecerea din regim capacitiv în regim inductiv.

1.3. Încărcarea maximă admisibilă în regim capacitiv, din punct de vedere termic, s-a determinat din considerentele următoare:

— temperatura punctelor celor mai calde să nu depășească temperatura maximă admisibilă, precizată de constructor sau de norme, în funcție de clasa de izolație;

— eroarea de măsură se introduce în calcule numai în sensul obținerii unui rezultat acoperitor;

— diferența de temperatură admisibilă între punctele cele mai calde și cele mai reci în regim termic stabilizat, indicată de constructor pentru tolele statorului pe partea întrefierului, se adoptă și pentru zonele frontale în regim capacitiv;

— diferențele de temperatură ale punctelor celor mai calde, măsurate pe HG 1 și HG 3, și ale punctelor similare ale celorlalte generatoare de același tip de la CHE Porțile de Fier, se adoptă $\leqslant 10°$.

În aceste condiții, încălzirea maximă admisibilă a punctului celui mai cald din zona frontală, pentru oricare hidrogenerator din centrala Porțile de Fier, se obține la 60°C.

În diagrama $P - Q$ din figura 6, curba T reprezintă limita de încărcare în regim capacitiv dedusă din condiția ca încălzirea vîrfului dintelui să nu depășească valoarea maximă admisibilă. Se constată că pentru generatoarele de la CHE Porțile de Fier această condiție este

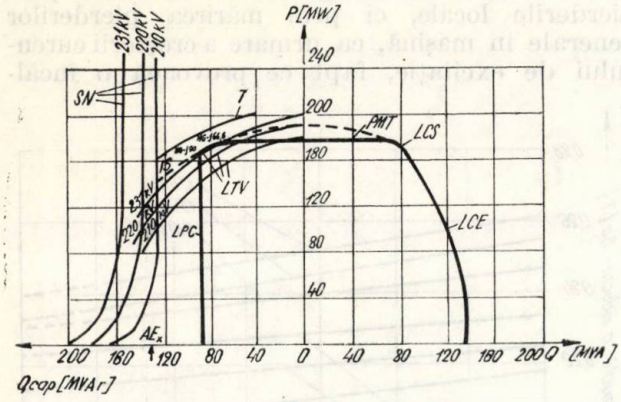


Fig. 6. Diagrama $P - Q$ pentru hidrogeneratorul de 190 MVA, la $U = U_n$ și $f = f_n$:

LCE — limita curentului de excitație; *LCS* — limita curentului statoric; *PMT* — puterea maximă a turbinei; *LPC* — limita puterii capacitive Q_{cap} = = 90 MVAr; *T* — limita încălzirii maxime în zona frontală (vîrful dintelui) de 60°C; *SN* — curba stabilității statice naturale pentru $U = 15{,}75$ kV; *LTV* — limitele de încărcare pentru tensiune variabilă la borne, dar tensiune fixă pe bara de 220 kV (231 kV, 220 kV și 210 kV) și $I = 1{,}05\ I_n$; AE_x — limita de autoexcitație pentru $P = 0$, cu o rezervă de 20% $X_c = 1{,}2\ (x_d + x_r)$.

mai puțin restrictivă decît limitele determinate de puterea turbinei și de curentul nominal statoric, cît timp tensiunea la borne satisface condiția: $U \geqslant 0{,}95\ U_n$.

Diagrama s-a calculat pentru condițiile nominale, referindu-ne la: tensiunea la borne, frecvență, temperatura aerului de răcire, diferența de nivel a apei între amonte și aval.

2. Caracteristici și parametri funcționali

Caracteristicile și parametrii hidrogeneratoarelor de la CHE Porțile de Fier au fost determinate experimental în totalitate, pentru a fi utilizate, în general, în programele de calcul de regimuri și, în particular, în programele de calcul de limite de stabilitate, ca date de intrare reale. Față de valorile furnizate de proiectant, abaterile constatate sînt în limitele admise de standard, cu excepția curentului de excitație, care a depășit cu mult valoarea indicată inițial de fabrică.

Metodele utilizate pentru determinarea caracteristicilor și parametrilor au fost cele clasice, adoptate de CEI. În anexă se dau, sub formă de tabele și curbe, rezultatele măsurătorilor și prelucrărilor pentru toate echipamentele electrice din circuitul principal al blocului generator sincron, generator auxiliar de excitație, transformator-bloc.

3. Stabilitatea funcționării în paralel cu sistemul

3.1. Stabilitatea funcționării generatoarelor în regim capacitiv, în scheme normale și de avarie, cu considerarea reglajului automat al excitației, a fost cercetată experimental și teoretic în cadrul altor lucrări.

Probele termice în regim capacitiv descrise în lucrarea de față s-au făcut cu generatorul debitînd pe barele de 220 kV în paralel cu celelalte grupuri din centrală. Reglajul excitației se asigură manual la grupul aflat în probe și automat la celelalte grupuri, astfel că tensiunea pe barele de 220 kV s-a menținut practic constantă. Puterea reactivă absorbită de generatorul studiat era furnizată de sistem și de celelalte grupuri din centrală. În aceste condiții, regimul extrem realizat în funcționare stabilă de durată a fost:

P MW	Q_{cap} MVAr	U kV	I_{st} kA	U_{220} kV	I_{ex} A	$\Delta\tau_{max}$ °C	θ grd	$K_{st.\theta}$ u.r.
175	−83	14,7	7800	227	1025	43	47	0,26

Pentru exploatare nu se pot admite regimuri de durată în care unul sau mai mulți parametri depășesc valorile prescrise în cartea tehnică (în regim capacitiv la sarcină activă nominală, curentul statoric depășește deseori valoarea admisă de $1{,}05\ I_n$, din cauza tensiunii la borne mult coborîte). Din această cauză rezultă un fapt deosebit de important, și anume că la generatoarele de la CHE Porțile de Fier, în regim subexcitat, încălzirile suplimentare din zona frontală nu limitează încărcarea; în acest domeniu, limitele impuse de echipament sînt determinate de curentul statoric, iar sub aspect funcțional, de condiții de stabilitate și autoexcitație.

3.2. În schema și în împrejurările în care s-au făcut probele termice ale generatorului în regim capacitiv, cu suficientă precizie pentru necesitățile practice, se poate obține simplu limita naturală de stabilitate statică, considerînd barele de 220 kV drept bare de putere infinită și incluzînd în reactanța totală și reactanța transformatorului-bloc. În figura 6, curba *SN* reprezintă limite de stabilitate naturală calculate din condiția anulării derivatei puterii active în funcție de unghiul intern: $\dfrac{\partial P}{\partial \theta} = 0$.

Cu regulatorul automat de tensiune în funcțiune, domeniul stabil se extinde sau, cel puțin, se evită decroșarea grupului de la sistem în momentul atingerii acestei limite.

În condițiile specificate mai sus, la putere aparentă nominală, absorbția de putere reactivă maximă este de 125 MVAr, ceea ce corespunde la o putere activă de 145 MW (intersecția curbelor *SN* și *IS*). Pentru puteri active mai mici, valoarea componentei reactive crește, însă puterea aparentă pe grup nu atinge valoarea nominală, dacă ne menținem în domeniul stabil de funcționare. În realitate, deși tensiu-

nea pe barele de 220 kV se menține în bandă, în regim capacitiv tensiunea la bornele generatorului scade simțitor. În figura 6, curba LTV reprezintă locul geometric al sarcinii generatorului cînd tensiunea pe bare este constantă, iar curentul statoric 1,05 I_n; micșorarea tensiunii pe bare deplasează spre dreapta curba SN, reducînd sensibil domeniul de stabilitate. De aceea, în recomandările de exploatare în regim capacitiv a generatoarelor de la CHE Porțile de Fier, trebuie să se adopte o rezervă suficientă atît pentru a menține sincronismul în timpul eventualelor perturbații ce pot surveni în sistem, cît și pentru a acoperi diferențele ce apar ca urmare a deosebirilor între schema reală de funcționare și schema de calcul, ca și erorile aparatelor de măsură a mărimilor de care depinde stabilitatea (tensiune, curent de excitație, putere activă etc.).

Adoptînd pentru rezerva naturală de stabilitate statică în funcție de putere condiția: $K_{SN} \geqslant \geqslant 11{,}8\,\%$, se obține în regim capacitiv sarcina reactivă maximă de 90 MVAr.

4. Autoexcitația

Este cunoscut că generatoarele sincrone cu poli aparenți prezintă mai multe tipuri de autoexcitație [6]:

— sincronă, cînd valoarea reactanței capacitive a sarcinii este cuprinsă între valorile reactanțelor sincrone, longitudinală și transversală:

$$x_q < x_c < x_d;$$

— asincronă de repulsie, cînd reactanța capacitivă a sarcinii este cuprinsă între valorile reactanțelor tranzitorie longitudinală și sincronă transversală:

$$x'_d < x_c < x_q;$$

— asincronă, cînd reactanța capacitivă a sarcinii este mai mică decît reactanța tranzitorie longitudinală:

$$x_c > x'_d.$$

În cazul hidrogeneratoarelor de la Porțile de Fier, luînd în considerare o rezervă de 20 %, rezultă o sarcină capacitivă maximă $Q_{cap} = 129$ MVAr, pînă la care nu pot apărea fenomene de autoexcitație (vezi pct. AE_x din figura 6).

5. Controlul și protecția grupului în regim capacitiv

5.1. Regimul capacitiv al generatoarelor sincrone reprezintă o extindere a funcțiunilor acestora în sistem, prin faptul că lărgește mult domeniul în care el participă la reglajul tensiunii și la repartiția puterii reactive în sistemele de transport de foarte înaltă tensiune.

Trecerea generatoarelor în regim capacitiv este precedată, de regulă, de creșterea tensiunii în sistem, de cuplarea bobinelor de reactanță disponibile și, eventual, de comutarea în sensul necesar a ploturilor autotransformatoarelor și a transformatoarelor din stațiile din circuite.

Nivelul tensiunii pe barele de 400 kV și 220 kV se menține cît mai ridicat posibil, însă sub limita superioară a benzilor de tensiune, astfel ca la o eventuală decuplare de bobină sau a altui consumator de putere reactivă șocul de tensiune să nu depășească nivelul de izolație a echipamentelor liniei și stației, iar generatorul să poată restabili automat balanța puterilor reactive.

În general, regimul capacitiv poate fi periculos pentru generator din cauza încălzirilor suplimentare din zona frontală; în cazul concret, hidrogeneratoarele de la CHE Porțile de Fier nu ridică astfel de probleme. Regimul capacitiv este totdeauna însoțit de reducerea rezervei de stabilitate statică, și de aceea generatoarele trebuie supravegheate mai atent și echipate adecvat cu aparataj de control și protecție.

Generatoarele ce urmează să funcționeze în regim capacitiv trebuie prevăzute cu regulatoare automate de tensiune rapide, cu canale adiționale, practic fără zonă de insensibilitate și cu blocaj dependent la curent minim de excitație, pentru evitarea declanșării intempestive a grupului prin protecția de pierdere a excitației.

5.2. Regulatoarele automate ale excitației generatoarelor de la CHE Porțile de Fier îndeplinesc aceste condiții. În afară de tensiune — U — regulatorul primește semnale adiționale de la următoarele mărimi:

- derivata tensiunii la borne U'
- abaterea de frecvență Δf
- derivata frecvenței f'
- derivata curentului rotoric I'_r

Regulatorul nu are zonă de insensibilitate și este foarte rapid. Blocajul curentului de excitație la valoarea minimă se face cu un circuit neliniar care, la depășirea valorii prescrise, introduce în RAE un semnal ce depășește de 4—5 ori suma semnalelor tuturor canalelor, scoțînd practic din funcțiune regulatorul. Valoarea prescrisă poate fi reglată și este dependentă de valoarea tensiunii la borne și de puterea activă debitată de generator.

Pentru tensiunea nominală la borne, curentul de excitație minim în funcție de puterea activă se poate deduce din figura 7.

Acordarea circuitului neliniar pentru blocajul curentului de excitație după astfel de caracteristici este dificilă.

În figura 9, curba BN reprezintă caracteristica blocului neliniar realizată la unul dintre

generatoarele din centrala Porțile de Fier. O astfel de protecție, bine reglată, face imposibilă declanșarea nejustificată a generatorului prin protecția de pierdere a excitației, însă nu poate asigura rezerva de stabilitate necesară în diversele condiții în care funcționează gene-

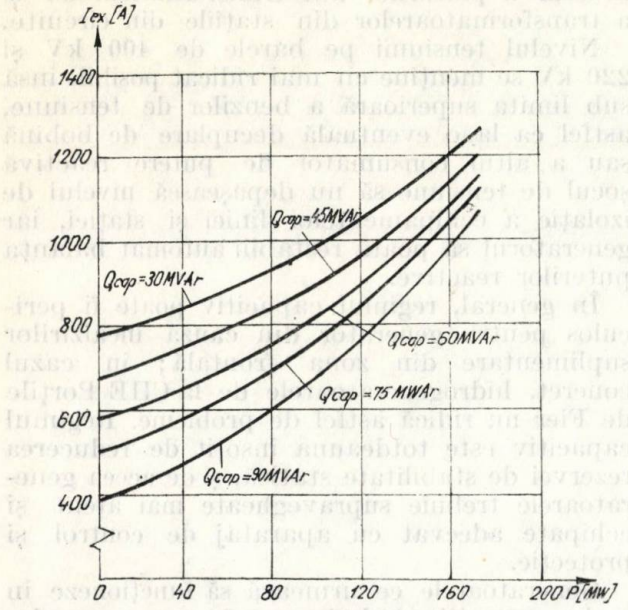


Fig. 7. Curentul minim de excitație funcție de puterea activă și puterea reactivă, absorbite la tensiunea nominală.

ratorul. Această funcțiune poate fi corect asigurată de blocajul curentului de excitație de către un bloc neliniar, care să lucreze după valoarea unghiului intern maxim admisibil.

5.3. Într-adevăr, sarcina debitată de generator depinde de multe mărimi (curent de excitație, tensiune la borne, legătura cu sistemul, parametrii generatorului și ai RAE etc.), însă nici una dintre ele nu poate furniza suficiente informații operative privind rezerva de stabilitate a generatorului. Singurul indicator sintetic al rezervei de stabilitate este unghiul intern al mașinii, θ. În figura 8, pentru schema echivalentă descrisă anterior și reprezentată în figură, s-au calculat și trasat caracteristicile $P = f(\theta)$, pentru diferite sarcini active în condițiile în care $Q = 90$ MVAr, tensiunea pe barele stației $U = 220$ kV, iar curentul de excitație constant pentru fiecare caracteristică s-a ales astfel ca să asigure parametrii specificați mai sus (Q și U_{220}) la puterea scrisă în dreptul fiecărei caracteristici. Pe curbe s-au marcat valorile maxime și critice ale unghiului intern măsurat față de tensiunea pe barele de 220 kV.

Analizînd curbele din figurile 7 și 8, se poate ușor constata că variația unghiurilor maxime este mult mai mică decît variația curentului de excitație (de exemplu, pentru $Q = -90$ MVAr).

În ceea ce privește valorile critice ale unghiului intern, nu încape nici o îndoială că variația lor este suficient de mică pentru a o utiliza în blocul de limitare a curentului de excitație. În cazul nostru, o limitare a curentului de excitație pentru unghiuri maxime de 55° ar fi întru totul fundamentată.

Limitarea curentului de excitație la atingerea unei anumite valori a unghiului intern ar fi mai simplă și mai adecvată decît prin blocul neliniar actual din dotarea RAE de la CHE Porțile de Fier. Pentru aceasta este însă nevoie de un traductor de unghi, ce ar putea fi utilizat și ca semnal pentru protecția care să declanșeze grupul la ieșirea din sincronism, cînd unghiul intern depășește 120—140 grade electrice.

În scopul de a informa personalul de exploatare din centrala Porțile de Fier asupra rezervei de stabilitate a generatoarelor în regim capa-

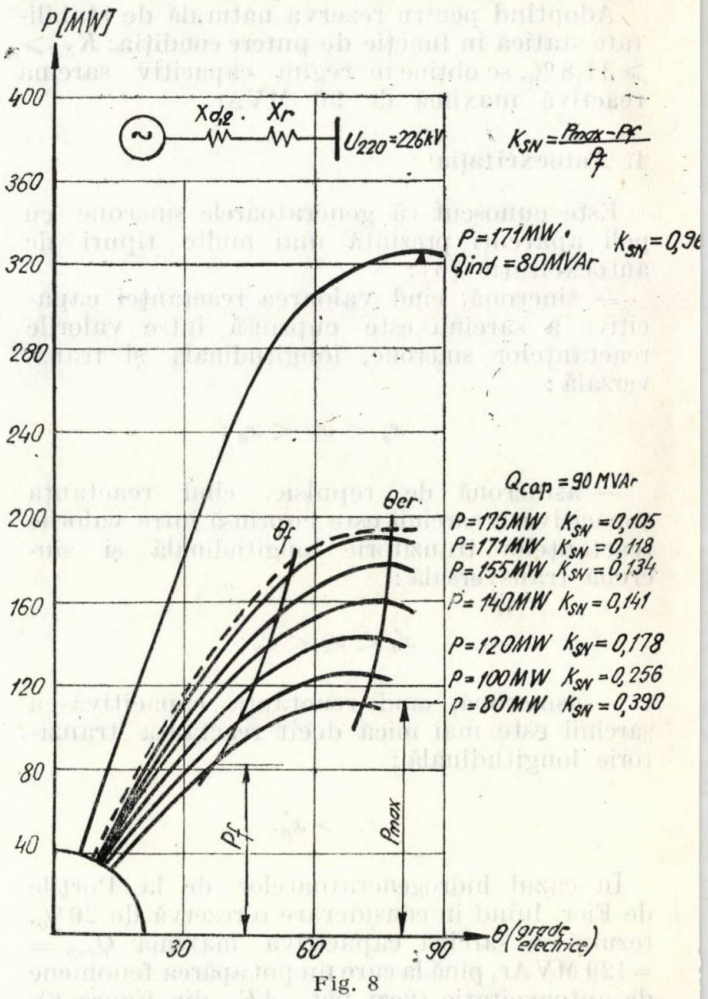


Fig. 8

citiv, s-au montat traductoare de unghi (AMITETA) la fiecare generator în parte. Personalul este instruit ca, în cazul în care se ajunge la unghiuri de 55°, să ia măsuri pentru a împiedica creșterea în continuare a unghiului, fie crescînd valoarea de consemn a tensiunii, cînd este posibil acest lucru, fie reducînd puterea

activă pe grup (din prudență, aceste manevre se încep cînd unghiul ajunge la 45°).

Pentru stabilirea bilanțurilor de putere reactivă este bine să se opereze cu puteri reactive pentru aprecierea puterii de absorbție disponibile în generatoarele de la CHE Porțile de Fier, însă pentru stabilitate cel mai practic este să se urmărească unghiul intern.

Concluzii

1. Metoda de măsurare utilizată s-a dovedit corectă și sigură în exploatare și în același timp comodă în localizarea cu precizie a punctelor de măsură.

2. Valoarea componentelor axiale ale inducției în zona frontală a hidrogeneratoarelor de la Porțile de Fier se încadrează în domeniul uzual determinat pe cale analitică sau prin măsurători directe în alte cercetări pentru turbogeneratoare și hidrogeneratoare de putere comparabilă.

3. Încălzirile cele mai mari din zona frontală în regim capacitiv de funcționare a hidrogeneratoarelor de la Porțile de Fier se obțin în vîrful dintelui. Curba ce limitează încărcarea capacitivă a hidrogeneratoarelor, obținută din condiția ca temperatura în vîrful dintelui să nu depășească valoarea impusă de clasa de izolație, se plasează dincolo de puterea maximă a turbinei și de curentul nominal al generatorului.

4. Încărcarea maximă în regim capacitiv a hidrogeneratoarelor de la Porțile de Fier este limitată doar de rezerva de stabilitate statică, de puterea turbinei și de valoarea curentului statoric admisibil.

5. Se permite funcționarea de lungă durată a hidrogeneratorului în regim subexcitat cu o sarcină maximă de 90 MVAr (capacitiv) pentru orice putere activă, în următoarele condiții: $I \leqslant I_n$, $f = f_n$ și $U \geqslant U_n$. Alte limite ale încărcărilor admisibile se prezintă în diagrama $P-Q$ (fig. 9).

6. Pentru valori ale tensiunii la borne mai mici decît 0,95 U_n, generatorul se va încărca astfel încît curentul statoric să nu depășească valoarea 1,05 I_n; suplimentar se va urmări unghiul intern. La nevoie se va regla sarcina astfel ca valoarea unghiului, măsurat față de tensiunea pe barele de 220 kV, să nu depășească 55°. Reducerea unghiului se poate face prin creșterea curentului de excitație (dacă tensiunea la borne sau în sistem permite) sau prin reducerea puterii active.

7. În scopul asigurării unei rezerve de stabilitate statică maximă a nodului, se recomandă ca, în special, în regim subexcitat (capacitiv) să se realizeze pe toate grupurile aceleași valori ale unghiului intern. Sarcina pe grupuri se va stabili astfel încît, la o cuplare de linie în gol sau la o decuplare de bobină, autotransformator sau generator sincron, celelalte generatoare să preia fără dificultăți șocul de putere reactivă, atît în regim tranzitoriu cît și, ulterior, în regim de durată.

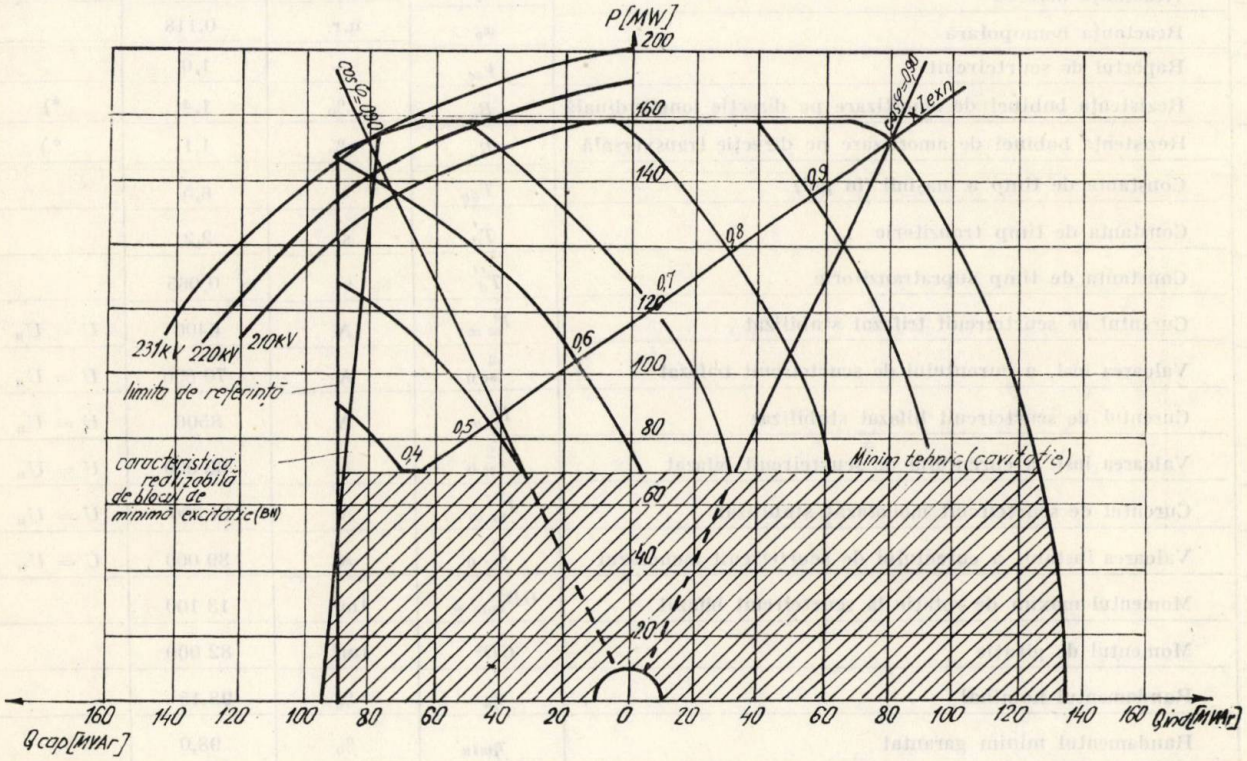


Fig. 9. Diagrama $P - Q$ de exploatare la $U_n = 15{,}75$ kV și $f_n = 50$ Hz. Pentru tensiuni mai mici decît U_n, în regim capacitiv, sarcina se reduce astfel ca unghiul intern θ să nu depășească 55 grade electrice, față de barele de 220 kV.

Caracteristicile tehnice ale hidrogeneratorului HVS 1500/175–84 **ANEXA 1**

Nr. crt.	Parametri	Simbol	U.M.	Valoarea	Observaţii
1	Puterea aparent nominală	S_n	MVA	180	
2	Tensiunea nominală	U_n	kV	15,75	±5%
3	Curentul nominal	I_n	A	6960	
4	Factorul de putere nominal	$\cos\varphi_n$	—	0,9	
5	Turaţia nominală	n_h	rot/min	71,5	
6	Turaţia de ambalare	n_0	rot/min	180	*)
7	Frecvenţa	f	Hz	50	
8	Numărul de faze	m	—	3	
9	Conexiunea fazelor	λ	—	—	
10	Curentul nominal de excitaţie	I	A	1880	
11	Tensiunea de excitaţie la mers în gol	U_{e0}	V	160	
12	Tensiunea de excitaţie la sarcină nominală	U_e	V	375	*)
13	Impedanţa nominală	Z_n	Ω	1,306	*)
14	Rezistenţa unei faze statorice	R_{st}	Ω	0,00375	15°C
15	Rezistenţa rotorică	R_{ex}	Ω	0,1515	15°C
16	Reactanţa sincronă longitudinală	x_d	u.r.	1,14	
17	Reactanţa sincronă transversală	x_q	u.r.	0,84	
18	Reactanţa tranzitorie longitudinală	x'_d	u.r.	0,38	
19	Reactanţa supratranzitorie longitudinală	x''_d	u.r.	0,316	
20	Reactanţa supratranzitorie transversală	x''_q	u.r.	0,275	
21	Reactanţa inversă	x_2	u.r.	0,295	
22	Reactanţa homopolară	x_0	u.r.	0,118	
23	Raportul de scurtcircuit	k_{sc}	—	1,0	
24	Rezistenţa bobinei de amortizare pe direcţie longitudinală	R_0	%	1,4	*)
25	Rezistenţa bobinei de amortizare pe direcţie transversală	R_a	%	1,1	*)
26	Constanta de timp a maşinii (în gol)	T_{do}	s	6,5	
27	Constanta de timp tranzitorie	T'_d	s	2,2	
28	Constanta de timp supratranzitorie	T''_d	s	0,065	
29	Curentul de scurtcircuit trifazat stabilizat	$I^3_{sc\,\infty}$	A	6400	$U = U_n$
30	Valoarea inst. a curentului de scurtcircuit trifazat	$I^3_{sc\,0}$	A	70 000	$U = U_n$
31	Curentul de scurtcircuit bifazat stabilizat	$I^2_{sc\,\infty}$	A	8500	$U = U_n$
32	Valoarea inst. a curentului de scurtcircuit bifazat	$I^2_{sc\,0}$	A	60 000	$U = U_n$
33	Curentul de scurtcircuit monofazat stabilizat	$I^1_{sc\,\infty}$	A	14 300	$U = U_n$
34	Valoarea instant. a curentului de scurtcircuit monofazat	$I^1_{sc\,0}$	A	89 000	$U = U_n$
35	Momentul maxim de rotaţie la scurtcircuit bifazat	$GD^2_{max\ sc}$	tm²	13 100	
36	Momentul de giraţie	GD^2	tm²	82 000	
37	Randamentul nominal	η_n	%	98,15	
38	Randamentul minim garantat	η_{min}	%	98,0	

*) Valori de calcul

ANEXA 2

Caracteristicile tehnice ale generatorului sincron auxiliar tip AVS 850/20—84

Nr. crt.	Parametrii	Simbolul	U.M.	Valoarea	Observații
1	Puterea aparentă nominală	S_n	kVA	1510	
2	Tensiunea nominală	U_n	V	675/338	
3	Curentul nominal	I_n	A	1760	
4	Factorul de putere	$\cos\varphi_n$	—	0,75	pentru regim nominal al HG
5	Turația nominală	n_n	rot/min	71,75	
6	Turația de ambalare	n_a	rot/min	180	de calcul
7	Frecvența	f	Hz	50	
8	Reactanța sincronă longitudinală	x_d	u.r.	0,47	
9	Reactanța tranzitorie longitudinală	x'_d	u.r.	0,15	
10	Reactanța supratranzitorie long.	x''_d	u.r.	0,12	
11	Reactanța supratranzitorie transv.	x''_q	u.r.	0,13	
12	Nr. de faze	m	—	3	
13	Rezistența statorică	R_{st}	Ω	0,003	15°C
14	Rezistența înfășurării rotorice	R_{ex}	Ω	0,341	15°C
15	Curentul nominal de excitație	$I_{ex\,n}$	A	249	la sarcină nominală
16	Tensiunea de excitație la inele la sarcină nominală	$U_{ex\,n}$	V	120	temperatura inferioară de excitație 120°C

Date nominale ale generatorului sincron de reglaj tip AVM 24/10—84

Nr. crt.	Parametrii	Simbolul	U.M.	Valoarea	Observații
1	Puterea aparentă nominală	S_n	kVA	0,25	
2	Tensiunea nominală	U_n	V	110	
3	Frecvența nominală	f_n	Hz	50	

ANEXA 3

Pierderi măsurate în generatorul principal

Nr. crt.	Natura pierderilor	Valoarea, kW	Observații
1*)	Pierderi mecanice și de ventilație (împreună cu generatorul auxiliar)	624	măsurat prin metoda calorimetrică
2*)	Pierderi în fier (la tensiune și turație nominală)	576	calculat la probele de garanție
3*)	Pierderi suplimentare (la curent nominal statoric)	15	calculat la probele de garanție
4	Pierderi la funcționarea în gol la $U = U_n$ și $n = n_n$	1450	măsurat prin metoda calorimetrică
5	Pierderi la funcționarea în scurtcircuit la $I = I_n$	1500	măurat prin metoda calorimetrică
6*)	Pierderi în înfășurarea statorică la sarcină nominală	676	calculat la temperatura convențională a înfășurării
7	Pierderi în înfășurarea statorică la funcționare în scurtcircuit la $I = I_n$	622	calculat la temperatura înfășurării în timpul probei
8	Pierderi în înfășurarea rotorică la funcționarea în mers în gol la $U = U_n$ și $n = n_n$	198,5	idem
9	Pierderi în înfășurarea rotorică la funcționarea în scurtcircuit la $I = I_n$	188	idem
10*)	Pierderi în înfășurarea rotorică în regim nominal ($I_{ex} = I_{ex\,n}$)	858	calculat la temperatura convențională a înfășurării
11*)	Pierderi electrice la perii	3,75	calculat la curentul nominal de excitație și $\Delta U = 1V$
12*)	Pierderi în instalațiile de redresoare ale ambelor generatoare	228,4	calculat

Observație. Pierderile notate cu asterisc se iau în considerare la calculul randamentului.

Temperaturile admisibile

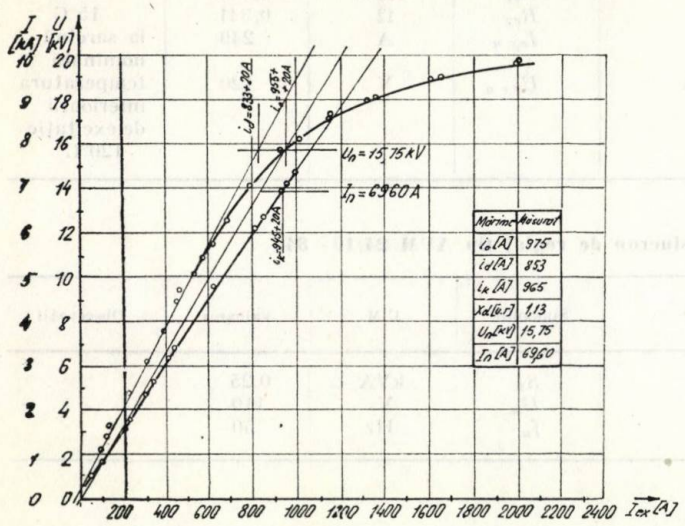
ANEXA 4

Denumirea	Metoda de măsurare a temperaturii	Temperatura °C
	Hidrogenerator	
Înfăşurarea statorică	Cu termorezistenţele din crestătură, plasate între cele două straturi ale înfăşurării	120
Miezul statoric	Cu termorezistenţele din crestătură, plasate între înfăşurare şi miez statoric	120
Înfăşurarea rotorică	Metoda rezistenţei	130
Lagăr axial şi radial	Cu termorezistenţe şi termometre cu mercur aşezate în segmenţii lagărului	80
	Generator auxiliar	
Înfăşurarea statorică	Metoda termorezistenţelor	105
Miezul statoric	Metoda termorezistenţelor	105
Înfăşurarea rotorică	Metoda rezistenţei	130

Temperatura aerului de răcire la intrare este de 35°C.
Caracteristicile transformatorului-bloc: $S = 190$ MVA; $U = 242 \pm 5\,\%/15{,}75$ kV; $u_{sc} = 12\,\%$; conexiune Y_0 d5/.

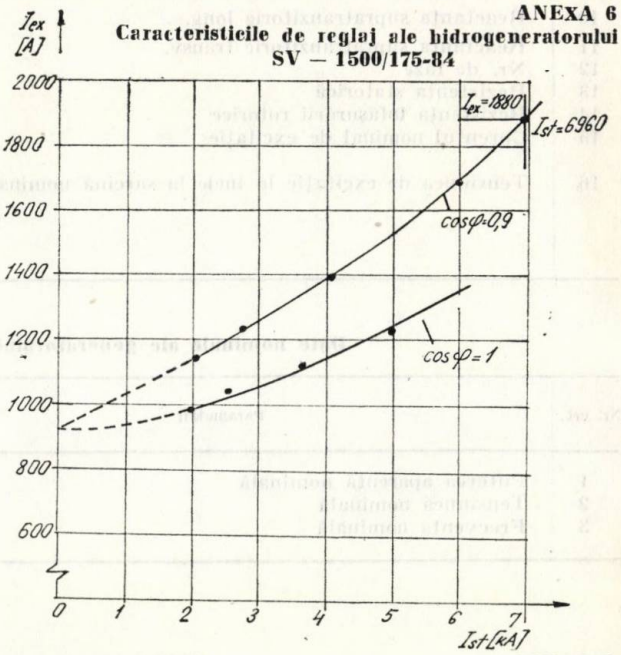
ANEXA 5

Caracteristica de mers în gol şi scurtcircuit trifazat la hidrogeneratorul SV-1500/175-84 de la CHE Porţile de Fier (HG3)



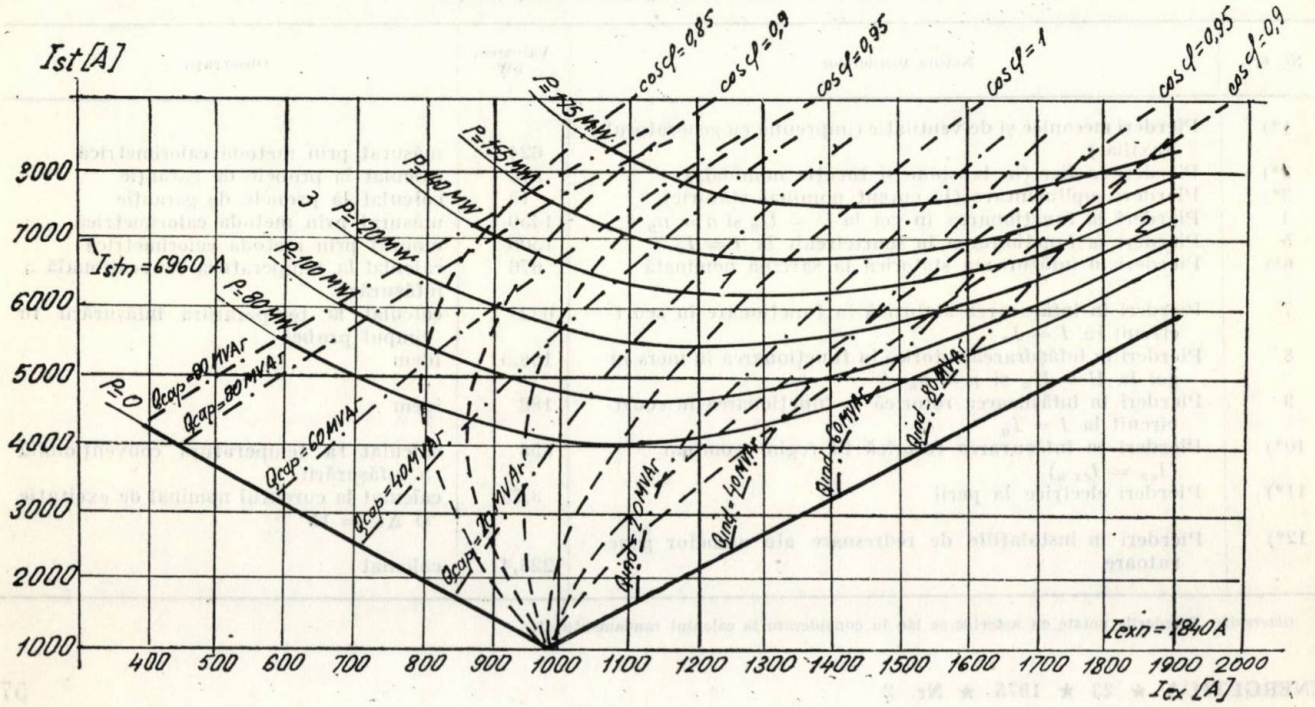
ANEXA 6

Caracteristicile de reglaj ale hidrogeneratorului SV — 1500/175-84



ANEXA 7

Curbele în V determinate experimental la HG3
($I = f(I_{ex})$ pentru $U_n = 15{,}75$ kV şi $f_n = 50$ Hz)
1 — zonă de funcţionare normală, de durată; 2 — zonă de regim puternic supraexcitat; 3 — zonă de regim puternic subexcitat (instabil)



Bibliografie

]1] Dimo, P. ş. a. *Calculul şi proiectarea sistemelor electroenergetice.* Editura tehnică, Bucureşti, 1971.
[2] Groza, L. ş.a. *Le fonctionnement dans les régimes anormaux et spéciaux des grands hydrogénérateurs à petite vitesse de rotation.* CIGRE, 1972, rapp. 11.07.
[3] Creţu, D. şi Zlatanovici, D. *Cîmpul termic din zona frontală a hidrogeneratoarelor de la CHE Porţile de Fier.* Sesiunea Academiei R.S.R., Bucureşti, iunie 1973. Secţia tehnică.
[4] Ezovit, G. P. şi Ceremisov, I. I. *Issledovanie magnitnth polei i nagreva v konţevih ceastiah turbogheneratorov moşcinostiu 220 i 300 MW. Vîsokoe ispolzovanie turbo i ghidrogheneratorov s neposredstvennim ohlajdeniem.* Izd. Nauka, Leningrad, 1971.
[5] Timotin, Al. şi Ţugulea, A. *Studiul fluxului magnetic axial în zona frontală a unor turbogeneratoare de mare putere şi al corelaţiei dintre pierderile frontale corespunzătoare şi regimul de funcţionare.* Institutul politehnic Bucureşti, 1971.
[6] Venikov, V. A. ş. a. *Autoexcitarea şi autopendularea în sistemele electrice.* Editura tehnică, Bucureşti, 1967.
[7] Dimo, P., Groza, L., Moraite, G. şi Cristea, H. *L'amélioration de la sécurité en exploitation des réseaux à l'aide des consoles de visualisation.* CIGRE 1970, rapp. 32–31.
[8] Favez, B. şi Pardigan, J. M. *Problèmes généraux à propos de la puissance réactive.* În : R.G.E., 74, nr. 12, 1965, p. 1027–1036.
[9] Ruelle, G. *Fonctionnement des turboaltérnateurs en régime sousexcité.* CIGRE, Comité nr. 11, Bucureşti, sept. 1969.
[10] Bunescu, C. *O experienţă de exploatare în regimuri capacitive de lungă durată a unui turbogenerator de mare putere.* Sesiunea ICPET, Bucureşti, mai 1971.
[11] Oprişan, P. şi Costică, S. *Repartiţia cîmpului axial în zona frontală a turbogeneratorului.* Sesiunea ICPET, Bucureşti, 1971.

(Articol intrat în redacţie la 3 iulie 1974)

Considerente privind adoptarea schemelor tehnologice în instalaţiile de tratare chimică a apei

Ing. C. Fodor*)

Instalaţiile de tratare chimică a apei prin schimbători de ioni au căpătat o extindere largă în cele mai variate domenii ale tehnicii, fiind utilizate pentru obţinerea de apă de proces sau pentru folosinţe auxiliare.

Instalaţiile de demineralizare sînt frecvent utilizate în centralele electrice pentru furnizarea de apă de adaos la cazane. Numai în acest domeniu sînt instalate capacităţi de producţie de aprox. 15 000 m³/h care livrează între 10 şi 12 mii m³/h apă demineralizată. Producţia anuală, de peste 75 mil. m³, justifică preocuparea deosebită pentru obţinerea unui preţ de cost minim.

Progresele realizate în sinteza schimbătorilor de ioni şi aplicarea de noi procedee tehnologice au diversificat modalităţile de obţinere a apei demineralizate şi au creat posibilitatea de adaptare a schemelor tehnologice la condiţiile specifice fiecărui caz în parte.

Luarea în considerare a cuplajelor uzuale pentru treptele cationice şi anionice, precum şi posibilitatea de echipare a instalaţiilor cu degazoare de CO_2 şi reactoare de coagulare-decarbonatare permit obţinerea a 48 de scheme diferite**).

Pentru filtrele ionice sînt uzuale 12 scheme rezultînd din combinarea a patru trepte cationice cu trei trepte anionice, şi anume :

- pentru treapta cationică : $[K]\downarrow$; $[K]\uparrow$; $(k)-[K]$; $[K]-[K]$;
- pentru treapta anionică : $[A]\downarrow$; $[A]\uparrow$; $(a)-[A]$,

unde

$[K]\downarrow$ este un filtru cationic puternic acid regenerat în echicurent ;
$[K]\uparrow$ — un filtru cationic puternic acid regenerat în contracurent ;
$(k)-[K]$ — un filtru cationic slab acid, urmat de un filtru cationic puternic acid, regenerat în serie ;
$[K]-[K]-$ două filtre cationice puternic acide regenerate în serie ;
$[A]\downarrow$ — un filtru anionic puternic bazic regenerat în echicurent ;
$[A]\uparrow$ — un filtru anionic puternic bazic regenerat în contracurent;
$(a)-A]$ — un filtru anionic slab bazic, urmat de un filtru anionic puternic bazic, regenerate în serie.

★

La acestea se pot ataşa instalaţii de pretratare — P, de decarbonatare d_c sau degazoare de CO_2—D.

Schemele cu un număr mic de trepte de filtrare necesită cheltuieli de instalare reduse, însă determină consumuri ridicate de reactivi şi, prin acestea, costuri mari de exploatare. Acceptarea unor investiţii mai mari, în instalaţii complexe, poate fi însă justificată prin economiile de reactivi obţinute în funcţionare.

Adoptarea cuplajului este, în aceste condiţii, o problemă de optimizare, întrucît preţul de cost al apei demineralizate este influenţat atît de caracteristicile fizico-chimice ale apei brute, cît şi de configuraţia schemei tehnologice.

Întrucît schemele tehnologice rezultă din înserierea unei trepte cationice cu o treaptă anionică, cu funcţionare independentă, opti-

*) Const. Fodor este inginer proiectant principal I la Institutul de studii şi proiectări energetice.

**) Ne referim la „treptele de lucru" din instalaţiile de demineralizare întrucît, în funcţie de calitatea apei brute, la acestea se pot adăuga filtre speciale, de finisare, pentru obţinerea unei calităţi îmbunătăţite a efluentului.

mizarea instalațiilor de demineralizare se poate face acționînd asupra fiecărei componente în parte.

Criteriile de calcul sînt influențate de către o serie de parametri, printre care calitatea apei*), dimensiunile stației**) și coeficientul de utilizare anuală***) sînt determinanți.

Dintre schemele teoretic posibile se reține în fiecare caz cele care asigură obținerea indicilor de calitate în raport cu utilizarea dată efluentului și caracteristicile apei brute.

Criteriul de selecție a schemei optime, din cadrul celor acceptate tehnic, este cel al eficienței economice maxime, care corespunde cheltuielilor anuale de calcul minime.

Pentru obținerea eficienței economice maxime s-au determinat cheltuielile anuale de calcul pentru cuplajele considerate la diferite calități ale apei brute și debite de instalații. Prin asocierea optimelor pentru treapta cationică cu cele ale treptei anionice s-au determinat cele mai avantajoase scheme de instalații pentru întreg domeniul propus.

Rezultatele calculelor au fost centralizate în diagramele din figurile 1—7.

În figurile 1 și 2 sînt notate domeniile optime pentru treapta cationică și, respectiv, cea anionică în cazul instalațiilor fără pretratare. Din diagramă rezultă:

— pe măsura creșterii salinității apei, este avantajos să se înserieze mai multe trepte de filtrare;

— tipul cup'ajelor optime este influențat în egală măsură de salinitatea totală a apei și de compoziția ionică a acesteia;

— pe măsura creșterii debitului instalațiilor (sau a coeficientului de utilizare anuală), înserierea a mai multe trepte de filtrare este oportună la salinități mai mici decît în cazul instalațiilor cu debite reduse.

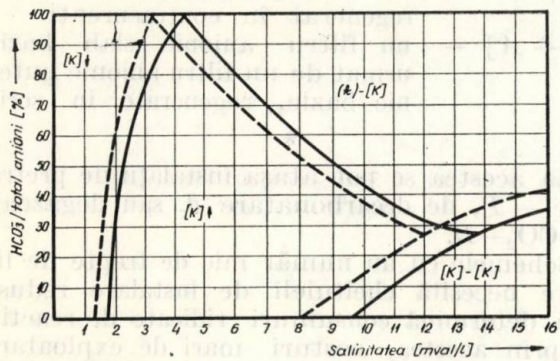


Fig. 1. Instalații fără pretratare. Domeniile schemelor optime pentru treapta cationică:
——— 4 linii a 25 m³/h; ..... 4 linii a 150 m³/h

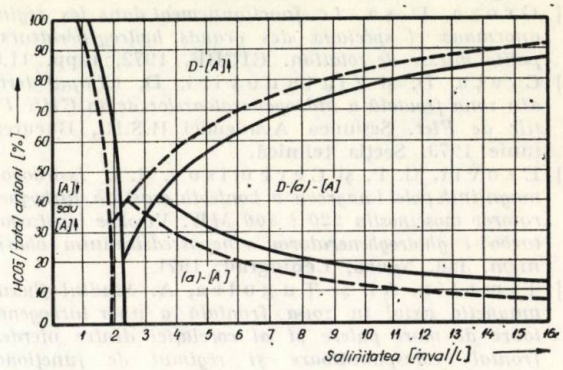


Fig. 2. Instalații fără pretratare. Domeniile schemelor optime pentru treapta anionică:
——— 4 linii a 25 m³/h; ..... 4 linii a 150 m³/h

În cazul instalațiilor cu pretratare*) domeniul schemelor optime se schimbă (fig. 3 și 4), ca urmare a modificărilor de compoziție a apei, datorate, în special, decarbonatării cu var.

Pretratarea conduce la următoarele modificări:

— se extinde domeniul de aplicare a schemelor cu un singur filtru cationic;

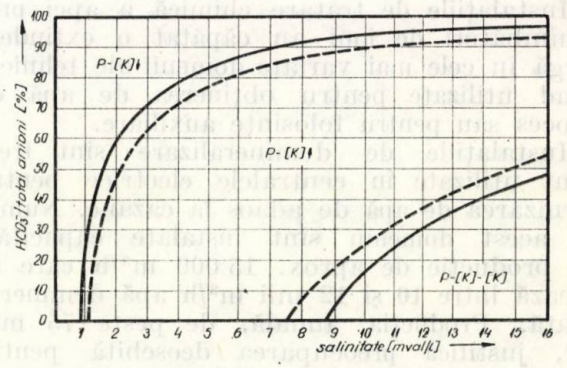


Fig. 3. Instalații cu pretratare. Domeniile schemelor optime pentru treapta cationică:
——— 4 linii a 25 m³/h; ..... 4 linii a 150 m³/h

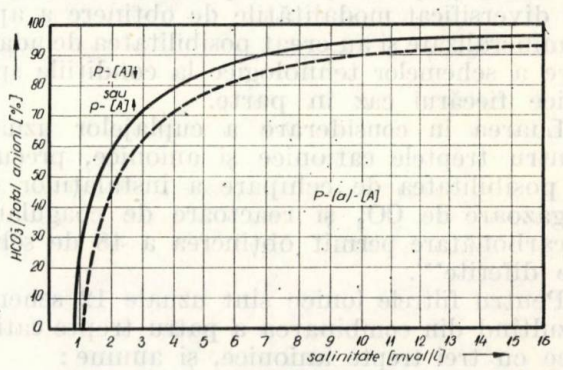


Fig. 4. Instalații cu pretratare. Domeniile schemelor optime petru treapta anionică:
——— 4 linii a 25 m³/h; ..... 4 linii a 150 m³/h

*) Pentru acoperirea domeniului uzual se iau în considerare salinități ale apei brute pînă la 16 mval/l, alcalinități între 0 și 100%, iar pentru conținutul de sodiu limite între 25 și 75%.

**) Pentru debite se consideră instalații echipate cu 4 linii între 25 și 150 m³/h fiecare.

***) Efectul gradului de utilizare în exploatare asupra prețului de cost este evidențiat prin considerarea unui număr diferit de cicluri de funcționare anual (150, 200 și 250).

*) Coagularea și decarbonatarea pentru ape de suprafață la care $Ca + Mg \geqslant + m$.

— schema cu filtre cationice slab acide devine neeconomică;

— prevederea unui degazor de CO_2 în cadrul treptei anionice nu este justificată economic.

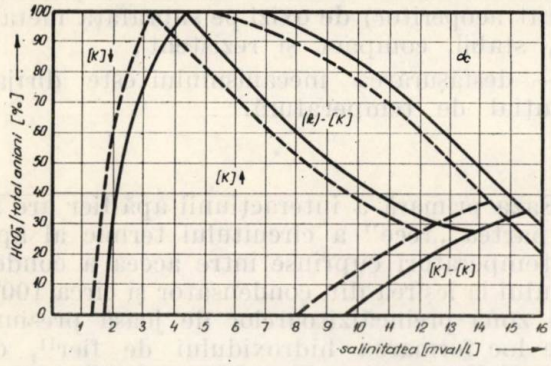


Fig. 5. Instalații cu decarbonatare. Domeniile schemelor optime pentru treapta cationică:
——— 4 linii a 25 m³/h; ---------- 4 linii a 150 m³/h

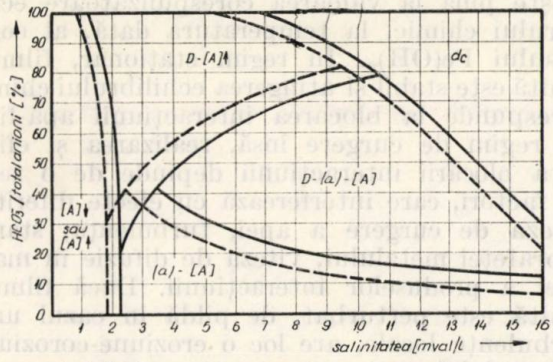


Fig. 6. Instalații cu decarbonatare. Domeniile schemelor optime pentru treapta anionică:
——— 4 linii a 25 m³/h; ---------- 4 linii a 150 m³/h

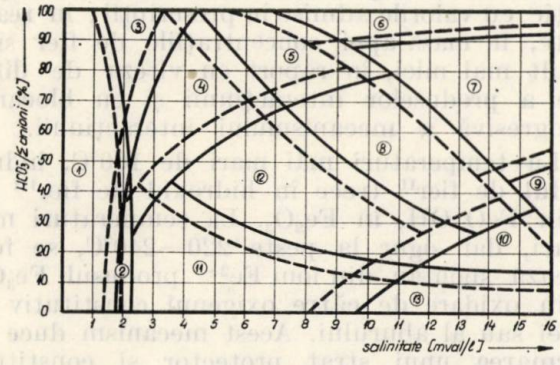


Fig. 7. Instalații de demineralizare. Domeniile schemelor optime:
——— 4 linii a 25 m³/h; ---------- 4 linii a 150 m³/h

1 $[K]\downarrow - [A]\downarrow$ sau $[K]\downarrow - [A]\uparrow$; **2** $[K]\uparrow - [A]\downarrow$; **3** $[K]\downarrow - D - [A]\downarrow$; **4** $[K]\uparrow - D - [A]\uparrow$; **5** $(k) - [K] - D - [A]\uparrow$; **6** $P - [K]\downarrow - [A]\downarrow$; **7** $P - [K]\uparrow - (a) - [A]$; **8** $- (k) - [K] - D - (a) - [A]$; **9** $[P] - [K] - [K] - (a) - [A]$; **10** $[K] - [K] - D - (a) - [A]$; **11** $[K]\uparrow - (a) - [A]$; **12** $[K]\uparrow - D - (a) - [A]$; **13** $[K] - [K] - (a) - [A]$

În cazul apelor limpezi — nesupuse pretratării — poate fi totuși rentabil să se instaleze în amonte de liniile de demineralizare o stație de decarbonatare cu var*). În acest caz domeniile de optim se reorganizează corespunzător modificărilor de compoziție ale apei (fig. 5 și 6) care survin în urma procesului de decarbonatare.

Se constată:

— cuplajele cu filtre slab acide sau slab bazice își restrîng domeniul de aplicare în favoarea decarbonatării cu var;

— tratarea cu var este avantajoasă în cazul salinităților ridicate și al apelor cu procente mari de duritate carbonatică.

În figura 7 sînt centralizate schemele optime pentru ansamblul instalațiilor de tratare chimică a apei**).

Întreg domeniul de salinități al apelor naturale este acoperit de 13 scheme tehnologice de bază, care asigură în condiții de maximă economicitate obținerea apei demineralizate.

Diagrama precizează limitele cantitative pentru următoarele principii generale;

— schemele cu două trepte de lucru acoperă un domeniu restrîns de salinități (sub 2,0 m val/l);

— schemele cu degazoare de CO_2 sînt rentabile pentru alcalinități care depășesc 1,5 mval/l;

— pentru durități carbonatice mai mari de 7,0 mval/l, este economică prevederea pretratării cu var în amonte de linia de filtre ionice;

— pentru ape cu conținut ridicat de săruri, în special cele cu conținut redus de bicarbonați, se recomandă ca schemele tehnologice să fie constituite din 4—5 trepte de lucru;

— aplicarea schemelor complexe este economică în special pentru instalațiile cu debite mari și intens solicitate.

*

Cunoașterea schemelor tehnologice optime pentru întreg domeniul de calități al apelor brute permite stabilirea prețului de cost minim pentru demineralizarea apei în funcție de caracteristicile stațiilor (debite, existența filtrelor de finisare, grad de automatizare etc.).

Se dispune în acest mod de o bază de comparare cu alte metode de desalinizare a apei — vaporizare, distilare sub vid — precum și de un sistem eficient de evaluare rapidă a consecințelor modificării calitative a surselor de alimentare cu apă.

(Articol intrat în redacție la 9 octombrie 1974)

*) pentru ape la care duritatea > alcalinitatea.

**) *P* reprezintă instalația de pretratare-coagulare și decarbonatare, în cazul apelor de suprafață, sau numai decarbonatare, în cazul apelor limpezi.

Regimul chimic neutru al apei, cu dozare de oxigen

Ing. L. Stanisavlievici*)

Pentru cazanele de presiune ridicată sau de productivitate foarte înaltă, funcționarea sigură și de durată, pe partea de apă, impune împlinirea integrală a următoarelor condiții:

— demineralizarea intensă a apei de alimentare;

— evitarea impurificării condensatului turbinelor de către apa de răcire:

— evitarea impurificării apei de alimentare pe traseul circuitului termic, pînă la cazan.

Pentru realizarea acestor condiții, tehnologia tratării apei pentru cazane dispune de mijloace eficiente, a căror perfecționare nu este însă încheiată. Ne vom ocupa aici de problema evitării impurificării apei de alimentare pe traseul circuitului termic, care este, de fapt, o problemă de interacțiune apă-metal, respectiv abur-metal, în condensatoare și în preîncălzitoare de joasă, respectiv înaltă presiune.

Micșorarea intensității acestei interacțiuni se realizează, în general, prin alcalinizarea apei cu alcalii volatili. Metoda este justificată teoretic, verificată în exploatare și prevăzută în reglementările oficiale ale regimului chimic al apei. Ea nu este însă lipsită de dezavantaje; rezultatele obținute nu sînt totdeauna satisfăcătoare, datorită mai ales prezenței unor echipamente care conțin alamă. Condițiile reducerii interacțiunii prin alcalinizarea apei sînt antagoniste pentru fier și cupru; în exploatare se realizează un compromis, care, firește, nu poate asigura un rezultat satisfăcător.

O altă metodă destul de nouă, în curs de a-și lărgi aplicarea, este regimul chimic neutru al apei cu dozare de oxigen. În privința acesteia este oportun a se preciza mecanismul interacțiunii apă-metal, în condițiile din circuitul termic al apei de alimentare a cazanelor, precum și mecanismul de acționare a oxigenului dozat în apă.

Această problematică a fost cercetată mai ales în ultimul timp și continuă să fie cercetată; ea nu este încă complet lămurită, elaborîndu-se concepții care prezintă unele divergențe între ele. În literatura de specialitate au apărut lucrări recente, utile pentru aprofundarea anumitor aspecte ale problemei.

Pe baza acestor surse și a unor considerații complementare, în cele ce urmează se prezintă schema mecanismului interacțiunii apă-metal precizînd că:

— apa este complet demineralizată (concentrația ionilor de circa 10^{-7} mol/kg) și practic neutră ($pH = 6{,}5-7{,}5$, la 25°C);

— metalul este oțelul-carbon sau alama, de calitate corespunzătoare echipamentului termomecanic;

— mecanismul interacțiunii apă-metal trebuie să ducă la formarea unui strat protector (strat acoperitor) de oxizi pe suprafața metalului, stabil, compact și rezistent;

— desfășurarea mecanismului este dirijată esențial de temperatură.

*

Faza primară a interacțiunii apă-fier are loc în partea „rece" a circuitului termic al apei, la temperaturi cuprinse între aceea a condensatului la ieșirea din condensator și circa 100°C, din zona preîncălzitoarelor de joasă presiune. Are loc formarea hidroxidului de fier^{II}, din ioni Fe^{2+}; acesta este chimic stabil pînă la 100°C. În filmul-limită de apă, valoarea pH trece în domeniul alcalin și, teoretic, poate crește pînă la valoarea corespunzătoare echilibrului chimic, la temperatura dată, al compusului $Fe(OH)_2$. În regim staționar, filmul-limită este stabil și atingerea echilibrului chimic corespunde la blocarea interacțiunii apă-fier. În regim de curgere însă, realizarea și eficiența blocării interacțiunii depinde de o serie de factori, care interferează cu efecte diferite: viteza de curgere a apei, turbulența, starea suprafeței metalului, viteza de difuzie în masa apei a produselor interacțiunii. Dacă filmul-limită este perturbat, de pildă în cazul unei turbulențe locale, are loc o eroziune-coroziune a metalului.

Concentrația în fier, care poate apărea în filmul-limită, corespunzătoare solubilității substanței $Fe(OH)_2$ — este foarte mare în comparație cu valorile admise în prescripții; în realitate, în masa apei concentrațiile de fier sînt mult mai mici, în raport cu viteza de difuzie a produselor interacțiunii și cu blocarea progresivă a mecanismului interacțiunii.

La temperaturi mai mari de 100°C, hidroxidul de fier^{II} trece în hidroxid de fier^{III} și, prin FeO.OH, în Fe_2O_3. La temperaturi mai mari, dar sigur la peste 220—240°C, se formează spontan din ioni Fe^{2+} produsul Fe_3O_4, prin oxidare de către oxigenul constitutiv al apei sau al aburului. Acest mecanism duce la formarea unui strat protector și constituie faza secundară a interacțiunii.

Creșterea omogenă a stratului protector și stabilirea sa sînt condiționate de influențe multiple, de natură mecanică, termică și chimică, influențe care pot apărea, respectiv pot exista permanent în condițiile de exploatare.

Fazele mecanismului de interacțiune se suprapun mai mult sau mai puțin în realitate; formarea magnetitei direct din ioni Fe^{2+}, chiar la temperatura de 25°C, susținută de unii, nu este confirmată de alții.

*) Ing. Louis Stanisavlievici etc cercetător științific principal la ICEMENERG.

Concentrația în fier se poate stabili teoretic numai pentru starea de echilibru chimic dintre compusul în soluție și compusul precipitat din soluție.

În faza primară a interacțiunii apă — fier, concentrația în Fe^{2+} și pH-ul rezultat se calculează din produsul de solubilitate (K_s) al substanței $Fe(OH)_2$: $K_s = [Fe^{2+}] \cdot [OH]^2$. Valoarea acestuia, determinată de diferiți experimentatori, diferă într-o măsură oarecare ; pentru expunerile de față s-au luat pentru forma activă, roentgen-amorfă, a substanței precipitate valorile :

— la 25°C, $K_s = 10^{-14}$

— la 100°C, $K_s = 10^{-14,43}$ respectiv $3,7 \cdot 10^{-15}$

Relația dintre concentrația ionilor în compusul $Fe(OH)_2$ este :

$$[OH^-] = 2[Fe^{2+}],$$

de unde

$$K_s = 4[Fe^{2+}]^3,$$

iar

$$[Fe^{2+}] = \sqrt[3]{\frac{1}{4} \cdot K_s} \text{ mol/kg};$$

$$[OH^-] = 2 \cdot \sqrt[3]{\frac{1}{4} \cdot K_s} \text{ mol/kg}.$$

La temperatura de 25°C, valorile respective sînt :

$[Fe^{2+}] = 1,36 \cdot 10^{-5}$ mol/kg, respectiv 0,76 mg/kg ;

$[OH^-] = 2,72 \cdot 10^{-5}$ mol/kg, respectiv $10^{-4,565}$ mol/kg, ceea ce corespunde la p$H = 9,43$.

La temperatura de 100° C vom avea :

$[Fe^{2+}] = 0,97 \cdot 10^{-5}$ mol/kg, respectiv 0,54 mg/kg;

$[OH^-] = 1,95 \cdot 10^{-5}$ mol/kg, respectiv $10^{-4,71}$ mol/kg, ceea ce corespunde la p$H = 9,29$.

Peste 100°C, hidroxidul de fier^{II} nu mai este stabil, dar interacțiunea metal — apă se inițiază tot prin ionii Fe^{2+}, care sînt oxidați în ioni Fe^{3+} de către oxigenul dizolvat în apă.

Acest oxigen poate acționa ca oxidant și la temperatură mai joasă, ceea ce duce, în practică, la suprapunerea fazelor interacțiunii amintită mai înainte. Această oxidare corespunde fazei secundare a interacțiunii : ea poate fi parțială :

$$3\ Fe(OH)_2 + H_2O + O \rightarrow Fe(OH)_2 + 2\ Fe(OH)_3,$$

sau totală :

$$2\ Fe(OH)_2 + H_2O + O \rightarrow 2\ Fe(OH)_3.$$

Pentru temperaturi superioare, de ordinul 150—200°C, se poate aprecia concentrația ionilor Fe^{2+} — inițiatorii interacțiunii —, admițînd că $K_s = 10^{-16}$, în lipsa unor date precise în această privință. Obținem, deci, pentru cazul oxidării parțiale a ionilor Fe^{2+}, neglijînd compusul $Fe(OH)_3$:

$[Fe^{2+}] = 2,9 \cdot 10^{-6}$ mol/kg, respectiv 0,167 mg/kg ;

$[OH^-] = 5,8 \cdot 10^{-6}$ mol/kg, respectiv $10^{-5,24}$ mol/kg,

ceea ce corespunde la p$H = 8,76$.

În cazul oxidării totale, vom obține pentru concentrația $[Fe^{3+}]$ următoarele valori :

— la 25°C, produsul de solubilitate $K_s = [Fe^{3+}] \cdot [OH^{-3}]$ are valoarea $10^{-38,7}$, pentru forma activă, röentgen-amorfă ; în compusul $Fe(OH)_3$ relația dintre concentrația ionilor fiind :

$$[OH^-] = 3(Fe^{3+}],$$

$$K_s = 27[Fe^{3+}]^4,$$

iar

$$[Fe^{3+}] = \sqrt[4]{\frac{1}{27} \cdot 10^{-38,7}} \rightarrow 10^{-10} \text{ mol/kg};$$

$$[OH^-] = 3 \cdot \sqrt[4]{\frac{1}{27} \cdot 10^{-38,7}} \rightarrow 3 \cdot 10^{-10} \text{ mol/kg},$$

respectiv $10^{-9,56}$ mol/kg,

ceea ce corespunde la p$H = 4,44$;

— la temperaturi mai mari concentrația ionilor Fe^{3+} din apă, ca rezultat al interacțiunii, este neglijabilă, compușii formați, FeO. OH și Fe_2O_3, precipitînd integral.

Valorile produsului de solubilitate corespund numai stării echilibrului chimic dintre substanța în soluție și substanța precipitată din soluție. Pentru alte stări, valorile respective trebuie determinate analitic, sau, preferabil, calculate pe baza potențialului redox, prin relațiile termodinamice cunoscute.

Diagramele potențial/pH, construite pe baza acestor relații, a căror importanță teoretică și practică nu mai trebuie accentuată, vor permite ilustrarea unor aspecte ale mecanismului interacțiunii apă — metal și a regimului chimic neutru al apei cu dozare de oxigen.

Vom folosi în acest scop o diagramă simplificată și redusă la un domeniu de pH mai restrîns, incluzînd pe acela neutru. La construirea ei vom folosi valorile concentrațiilor în ioni fier și valorile pH stabilite teoretic mai înainte. Aceste valori coincid în mod satisfăcător cu cele specificate în „atlas"-urile de echilibre electro-chimice.

Figura 1 *a* reprezintă diagrama potențial/pH simplificată pentru fier, în contact cu apa pură, adică conținînd impurități dizolvate maximum 10^{-7} mol/kg (calitativ echivalentă

cu apa de alimentare a cazanelor de presiune înaltă). Caracteristicile diagramei sînt :

— linia (1) : Fe/Fe^{2+}, $E = -0{,}440 + 0{,}0295 \log[Fe^{2+}] \rightarrow -0{,}585$ V ;

la echilibru chimic $pH = 9{,}43$;

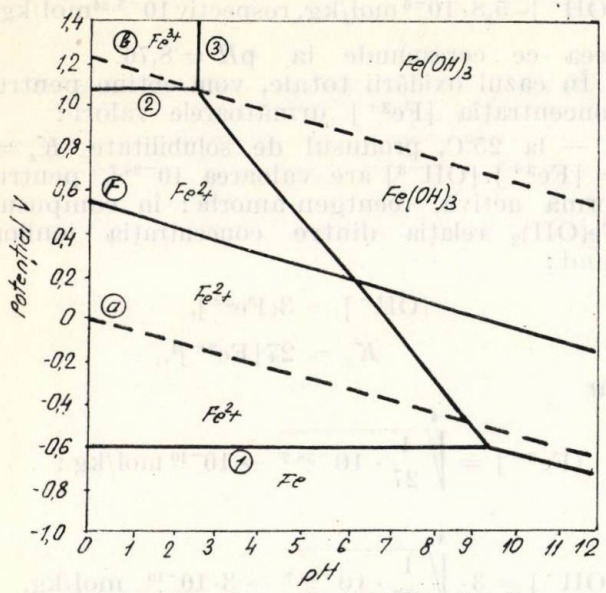


Fig. 1 *a*. Diagrama potențial/p*H* pentru fier.

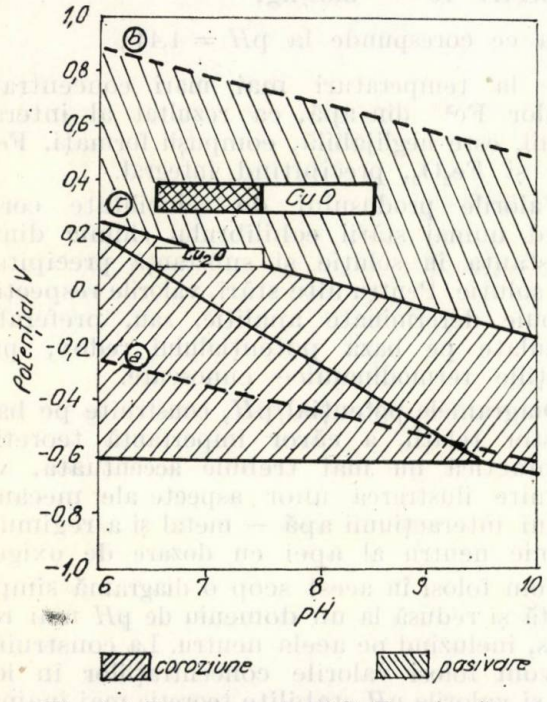


Fig. 1 *b*. Diagrama potențial/p*H* pentru fier

— linia (2) : Fe^{2+}/Fe^{3+}, $E = 0{,}771 - 0{,}0295 \log[Fe^{3+}] \rightarrow 1{,}066$ V ;

— linia (3) : $Fe^{3+}/Fe(OH)^{2+}$, $E = 1{,}228 - 0{,}0591\, pH$; $E = 1{,}066$ V, deci $pH = 2{,}74$.

De observat că linia (*F*) reprezintă așa-numitul potențial Flade, corespunzînd la valoarea potențialului de echilibru termodinamic al reacțiilor de formare a oxidului, care dă naștere la un strat pasivant ce blochează interacțiunea apă-metal.

Pentru condițiile studiate aici, partea respectivă din diagrama potențial/p*H* este redată în figura 1 *b*. Apar astfel, sugestiv, zonele de coroziune și de pasivare ale metalului. Dreptunghiul haşurat, din zona de deasupra potențialului Flade, corespunde în regimul chimic neutru ($pH = 6{,}5$ la $7{,}5$) potențialului redox, care trebuie atins și menținut în apă, pentru ca interacțiunea apă — metal să fie redusă sau chiar blocată cu ajutorul dozării de oxigen. Aceste valori sînt rezultatul experienței exploatării de durată a mai multor centrale termoelectrice din R.F.G., verificate prin nivelul extrem de redus al concentrației fierului în circuitul termic al apei.

Oxigenul se adaugă sub forma unei soluții diluate de apă oxigenată, cu pompe dozatoare, în circuitul termic al apei, la ieșirea din condensator. Pînă la degazorul termic se mențin în apă între 20 și 200 $\mu g\ O_2/kg$; după degazorul termic, între 10 și 50 $\mu g/kg$, în raport cu eficiența blocării interacțiunii.

Potențialul redox este dependent și de concentrația în ioni fier din apă, astfel că există o corespondență directă cu valorile p*H* și conductivitatea. Pentru supravegherea și dirijarea regimului chimic neutru al apei, cu dozare de oxigen, se efectuează în exploatare măsurători de conductivitate și de potențial redox.

Cantitățile necesare de oxigen se stabilesc, în exploatare, tocmai prin măsurătorile amintite mai sus. Ele se pot justifica însă și pe baza considerentelor teoretice, cum se va vedea mai departe.

Concentrația în cupru. Similar cu cele arătate în cazul fierului, se calculează concentrațiile cationilor Cu^+ și Cu^{2+} din produsele de solubilitate ale compușilor rezultați din interacțiunea cu apa.

În cazul ionilor Cu^+, compusul CuOH este instabil și trece în oxidul respectiv Cu_2O, al cărui produs de solubilitate la 25°C este $K_s = 10^{-14{,}7}$. Vom avea, deci :

$[Cu^+] = 4{,}5 \cdot 10^{-8}$ mol/kg, respectiv 2,9 $\mu g/kg$;

$[OH^-] = 4{,}5 \cdot 10^{-8}$ mol/kg, respectiv $10^{-7{,}35}$ mol/kg, ceea ce corespunde la $pH = 6{,}65$.

La interacțiunea cu apa, cuprul se dizolvă aproape exclusiv sub formă bivalentă, raportul Cu^+/Cu^{2+} fiind de $1/10^3$. La 25 °C valoarea produsului de solubilitate a compusului $Cu(OH)_2$ este $K_s = 10^{-18{,}2}$, de unde rezultă :

$[Cu^{2+}] = 5{,}4 \cdot 10^{-7}$ mol/kg, respectiv 34 $\mu g/kg$:

$[OH^-] = 10{,}8 \cdot 10^{-7}$ mol/kg, respectiv

$10^{-5,97}$ mol/kg, ceea ce corespunde la pH = 8.

Diagrama potențial/pH, simplificată și redusă la domeniul pH care interesează aici, este arătată în figura 2. Datele ei constructive sînt :

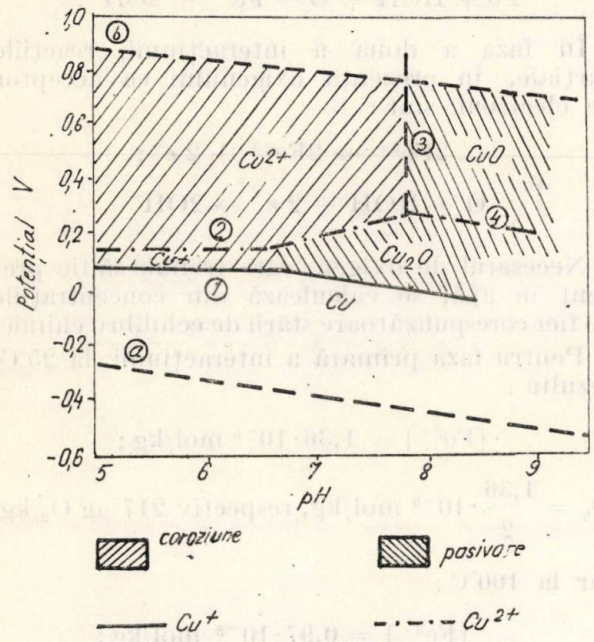


Fig. 2. Diagrama potențial/pH pentru cupru.

— linia (1) : Cu/Cu^+, $E = 0{,}520 + 0{,}0591 \log [Cu^+] \rightarrow 0{,}086$ V ;

la echilibrul chimic, pH = 6,65 ;

— linia (2) : Cu/Cu^{2+}, $E = 0{,}337 + 0{,}0295 \log [Cu^{2+}] \rightarrow 0{,}152$ V ;

— linia (3) : Cu^{2+}/CuO, $\log [Cu^{2+}] = 9{,}21 - 2pH$;

$$pH = \frac{9{,}21 - 6{,}27}{2} = 7{,}74 ;$$

— linia (4) : Cu_2O/CuO, $E = 0{,}747 - 0{,}0591 pH$.

La pH = 7,74, potențialul este : $E = 0{,}747 - 0{,}0591 \times 7{,}74 = 0{,}290$ V.

Acest potențial corespunde, în diagramă, la joncțiunea liniilor (2), (3) și (4).

Diagrama astfel construită arată următoarele : în domeniul neutru al apei și la un potențial mai mic de 0,3 V se realizează o pasivare a metalului din țevile de condensator și din preîncălzitoarele de joasă presiune, prin formarea unor pelicule protectoare de Cu_2O.

La un potențial egal sau mai mare de 0,3 V nu se poate realiza un strat protector în regim neutru al apei, ci abia la valori p$H \geq 8$, cînd acesta este format din CuO.

Oxidul Cu_2O are, în circuitul termic al apei, un rol protector, însă în cazan el se poate manifesta defavorabil în două moduri :

— oxidează stratul de magnetită format pe pereții țevilor, la ioni ferat FeO_4^{2-}, anulînd astfel rolul protector al magnetitei, iar oxidul cupros se reduce la cuprul metalic ;

— în locurile în care stratul protector de magnetită prezintă deteriorări, cuprul metalic dă loc la coroziuni galvanice cu metalul țevii ; de precizat că depunerile de cupru metalic pe magnetita intactă nu duc la interferențe dăunătoare.

Oxidul Cu_2O dizolvat în abur dă loc, în turbină, la depuneri pe palete, deoarece solubilitatea sa scade odată cu descreșterea temperaturii și a presunii aburului.

Concentrația în zinc. În echipamentul circuitului termic al apei pentru cazane, cuprul este folosit aliat cu zincul (alamă). Pentru metalul zinc, considerațiile teoretice se prezintă în felul următor : produsul de solubilitate al compusului $Zn(OH)_2$ este, la 20°C, de $K_s = 1{,}8 \cdot 10^{-14}$, de unde rezultă :

$[Zn^{2+}] = 1{,}65 \cdot 10^{-5}$ mol/kg, respectiv 1,08 mg/kg ;

$[OH^-] = 3{,}30 \cdot 10^{-5}$ mol/kg, respectiv $10^{-4,48}$ mol/kg, ceea ce corespunde la pH = 9,52.

Diagrama potențial/pH, simplificată și redusă la domeniul de pH care interesează în cazul prezent, este arătată în figura 3 ; datele ei constructive sînt :

— linia (1) : Zn/Zn^{2+}, $E = 0{,}763 + 0{,}0295 [Zn^{2+}] \rightarrow 0{,}904$ V ; la echilibrul chimic, pH = 9,52 ;

— linia (2) : $Zn^{2+}/Zn(OH)_2$, pleacă de la punctul pH = 9,52 și $E = -0{,}904$ V.

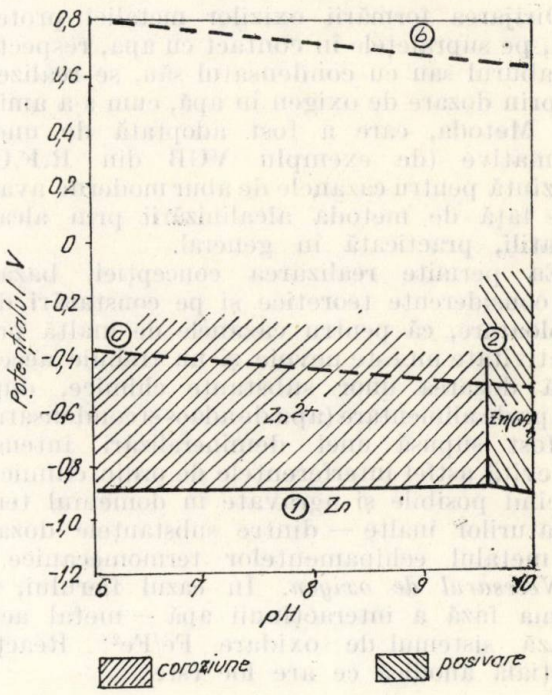


Fig. 3. Diagrama potențial/pH pentru zinc.

Diagrama potențial/pH pentru zinc este amplasată în zona de instabilitate a apei, și anume în zona degajării catodice de hidrogen. În domeniul neutru al apei, zincul trece în soluție ca ioni Zn^{2+} ; numai la valori pH >9,5 se poate realiza frînarea interacțiunii apă — zinc.

Alama folosită în echipamentul circuitului termic al apei conține în general circa 70% cupru și circa 30% zinc. Stratul protector de Cu_2O trebuie să se formeze în condensatoare pe partea de abur, iar în preîncălzitoare de joasă presiune pe ambele părți : apă și, respectiv, abur. Numai astfel nivelul de concentrație în cupru al apei poate corespunde limitei admise (< 3 μg/l) pentru cazane de presiune înaltă.

Aliajul cupru-zinc poate fi considerat ca un compus intermetalic sau o soluție solidă, conținînd un amestec de cupru pur și de Zn/Cu. Dizolvarea începe cu faza cea mai electronegativă, Zn ; cristalele componentului mai electropozitiv —eventual Sn și apoi Cu — se vor dizolva la un potențial anodic mai ridicat, corespunzător potențialului comun (de echilibru) respectiv. După dizolvarea parțială a fazei mai elecropozitive, straturile proaspete de aliaj, apărute pe anod, permit din nou dizolvarea fazei mai electronegative, potențialul scăzînd din nou.

Menținerea potențialului redox în apă neutră la valori pozitive (≅ 0,3V) împiedică trecerea în soluție a ionilor Zn^{2+} și, prin formarea oxidului Cu_2O, blochează interacțiunea apă-cupru. Rezultatele din practica exploatării au confirmat acest lucru.

*

Dirijarea formării oxizilor metalici protectori, pe suprafețele în contact cu apa, respectiv cu aburul sau cu condensatul său, se realizează prin dozare de oxigen în apă, cum s-a amintit. Metoda, care a fost adoptată de unele normative (de exemplu VGB din R.F.G.) prezintă pentru cazanele de abur moderne avantaje față de metoda alcalinizării prin alcalii volatili, practicată în general.

Ea permite realizarea concepției, bazată pe considerente teoretice și pe constatări din exploatare, că pentru cazanele de înaltă productivitate nu este nevoie și nu trebuie acceptată dozarea unor substanțe chimice, după ce apa de alimentare (apa de adaos și condensatul) a fost supusă unei demineralizări intense. Se evită astfel interferențele de ordin chimic — oricînd posibile și agravate în domeniul temperaturilor înalte — dintre substanțele dozate și metalul echipamentelor termomecanice.

Necesarul de oxigen. În cazul fierului, în prima fază a interacțiunii apă — metal activează sistemul de oxidare Fe/Fe^{2+}. Reacția parțială anodică ce are loc este :

$$Fe \rightarrow Fe^{2+} + 2e^-$$

Acceptorul de electroni, în reacția parțială catodică, este oxigenul dozat apei :

$$O + HOH + 2e^- \rightarrow 2OH^-.$$

Reacția totală se poate scrie deci :

$$Fe + HOH + O \rightarrow Fe^{2+} + 2OH^-.$$

În faza a doua a interacțiunii, reacțiile parțiale, în prezența oxigenului ca acceptor de electroni, sînt :

$$2Fe^{2+} \rightarrow 2Fe^{3+} + 2\,e^-;$$

$$O + HOH + 2\,e^- \rightarrow 2OH^-.$$

Necesarul de oxigen, care trebuie să fie prezent în apă, se calculează din concentrațiile în fier corespunzătoare stării de echilibru chimic.

Pentru faza primară a interacțiunii, la 25°C, rezultă :

$$[Fe^{2+}] = 1{,}36 \cdot 10^{-5}\ \text{mol/kg};$$

$$O_2 = \frac{1{,}36}{2} \cdot 10^{-5}\ \text{mol/kg, respectiv 217 μg } O_2\text{/kg,}$$

iar la 100°C :

$$[Fe^{2+}] = 0{,}97 \cdot 10^{-5}\ \text{mol/kg};$$

$$O_2 = \frac{0{,}97}{2} \cdot 10^{-5}\ \text{mol/kg, respectiv 155 μg } O_2\text{/kg.}$$

Pentru faza secundară a interacțiunii :

$$[Fe^{2+}] = 2{,}9 \cdot 10^{-6}\ \text{mol/kg};$$

$$O_2 = \frac{2{,}9}{2} \cdot 10^{-6}\ \text{mol/kg, respectiv 46 μg } O_2\text{/kg}$$

și $[Fe^{3+}] = 10^{-10}$ mol/kg ;

O_2 este neglijabil.

Cu alte valori pentru produsul de solubilitate, întîlnite în referințele de specialitate, se obțin, bineînțeles, valori diferite pentru oxigenul necesar drept captator de electroni, dar de același ordin de mărime. Experiența exploatării, consemnată în bibliografia anexată, confirmă valorile calculate de mai sus.

Dacă se admite posibilitatea formării magnetitei chiar la temperatură ambiantă (circa 25°C), conform relației :

$$3\ Fe \rightarrow 3\ Fe^{2+} + 6\ e^-;$$

$$3\,Fe^{2+} + 4H_2O \rightarrow Fe_3O_4 + 2\,e^- + 8\,H^+,$$

necesarul de oxigen ca acceptor de electroni, care trebuie să fie prezent în apă, corespunde reacției :

$$8H^+ + 8e^- + 2O_2 \rightarrow 4\ H_2O.$$

Concentrația $[Fe^{2+}]$ fiind de $1{,}36 \cdot 10^{-5}$ mol/kg, vom avea :

$$O_2 = \frac{2}{3} \cdot 1{,}36 \cdot 10^{-5} \text{ mol/kg},$$

respectiv $\cong 275$ μgO_2/kg.

Mecanismul formării, la temperatură ambiantă, a unui strat protector de magnetită, conduce la un necesar de oxigen, ca acceptor de electroni, avînd practic aceeași valoare ca în cazul mecanismului de interacțiune diferențiat în faze dependente de temperatură.

În cazul cuprului, faza de oxidare a interacțiunii poate fi schematizată astfel :

$$2\ Cu \rightarrow 2\ Cu^{+} + 2\ e^{-}$$

$$Cu^{+} \rightarrow Cu^{2+} + e^{-}.$$

Necesarul de oxigen ca acceptor de electroni, la temperatură normală, pentru formarea oxidului Cu_2O este :

$O_2 = \frac{4{,}5}{2} \cdot 10^{-8}$ mol/kg, respectiv 0,7 μg/kg.

Pentru formarea compusului $Cu(OH)_2$, respectiv CuO, necesarul de oxigen va fi de :

$O_2 = \frac{5{,}4}{2} \cdot 10^{-7}$ mol/kg, respectiv circa 9 μg/kg.

Formarea compusului CuO prin oxidarea compusului Cu_2O conform reacției :

$$Cu_2O + HOH \rightarrow 2\ CuO + 2H^{+} + 2\ e^{-}$$

necesită evident aceeași cantitate de oxigen, ca acceptor de electroni, ca și formarea directă a oxidului cu CuO din metal.

Mecanismul interacțiunii apă — metal fiind dirijat esențialmente de temperatură, necesarul de oxigen se reduce pe măsură ce în circuitul termic al apei crește temperatura. În consecință poate fi suficient un singur punct de dozare a oxigenului, și anume în partea cea mai rece a circuitului. Necesarul de oxigen se reduce și pe măsura formării stratului acoperitor, dacă acesta are condiții să-și păstreze integritatea sa în cursul exploatării. Se impune, prin urmare, evitarea turbulențelor la curgerea apei prin echipamentele circuitului termic.

Valorile determinate mai sus pentru necesarul de oxigen corespund inițierii fazei interacțiunii ; ele sînt deci valori maxime.

Un dozaj de oxigen mai mic decît cel necesar atingerii și menținerii potențialului redox convenabil nu asigură inițierea formării unui strat protector sau menținerea celui deja format. Degazorul termic nu poate interveni ca regulator de oxigen ; în zona circuitului situată în aval, necesarul de oxigen care trebuie menținut în apă este de ordinul zecilor de micrograme, ceea ce se realizează mai ușor printr-o funcționare stabilă a degazorului și corectarea dozajului de oxigen, dacă este cazul.

Bibliografie

[1] Bohnsack, G. *Das Verhalten des Eisen^{II}-hydroxides bei höheren Temperaturen.* În: Mitt. VGB. nr. 4 (aug). 51, 1971.

[2] Bohnsack, G. *Der Einfluss des pH-Wertes auf das System Eisen-Wasser.* VGB-Speisewassertagung, Essen, oct. 1971.

[3] Bohnsack, G. *Der Einfluss des Sauerstoffs auf das System Eisen-Wasser.* II-ter Teil. In : Mitt, VGB. 53, 7 (iul.), 1973.

[4] Borris, B. *Der Einfluss des Sauerstoffes bei der neutralem Fahrweise.* VGB — Speisewassertagung, Essen, oct. 1973.

[5] Freier, R. K. *Deckschichtbildung auf Stahl durch Sauerstoff in neutralem, salzfreien Wasser.* VGB — Speisewassertagung, Essen, oct. 1969.

[6] Freier, R.K. *Neue Erfahrungen mit neutraler Fahrweise.* VGB — Speisewassertagung, Essen, oct. 1970.

[7] Freier, R.K. *Betriebserfahrung mit Metalloxid-Schutzschichten bei Sauerstoffzugabe.* In : Vom Wasser, 38, Bd. 1971, p. 443.

[8] Freier. R.K. *Sauerstoffmangel — Korrosion.* În : Wärme, 78, nr. 3, iulie 1972.

[9] Resch, G. *Neue Richtwerte für Kesselspeise-und Kesselwasser. Ein Beitrag zur Neufassung 1972.* În : Mitt. VGB 52, nr. 5 (oct.), 1972.

[10] Stanisavlievici, L. *Considerații privind stratul protector de magnetită în cazane de presiune înaltă.* În : Energetica, 18, nr. 12, 1970.

[11] Stanisavlievici, L. *Regimul chimic neutru al apei de alimentare a cazanelor de presiune înaltă.* În : Buletinul de informare ISCIR, vol. 8, nr. 5 și 6, 1974.

[12] Stanisavlievici, L. *Neutrale Fahrweise mit Sauerstoffdosierung.* În: Wärme, 81, nr. 3 (iunie), 1974.

[13] Sturla, F. *Phénomènes d'oxydation et de déposition dans les chaudières à circulation forcée et problèmes de traitement de l'eau d'alimentation.* A V-a Conferință națională despre apa de alimentare, Praga, oct. 1973.

[14] * * * *Forme de cristallisation et nature des plus communs oxides de fer et de cuivre dans un cycle thermique.* ENEL-DCO-Laboratorio Centrale, Piacenza, 1973.

[15] * * * VGB — *Richtilinien für das Speise-und Kesselwasser von Wasser-rohr Kesseln,* ab. 64 bar Betriebsdruck. Ed. 1972.

[16] Feitknecht, W. și Schindler, P. *Löslichkeitskonstanten von Metalloxiden, Hydroxiden, und Hydroxidsalzen in Wasserigen Lösungen.* Ed. Butterworths, London, 1963.

[17] * * * *Hütte — Werkstoffkunde,* ed. a 4-a. Berlin — München, 1967.

[18] Mattson, E. *Stress corrosion in brass considered against the background of potential/pH diagrams.* În : Electrochimica Acta, 3, 161, p. 279—291.

(Articol intrat în redacție la 31 ianuarie 1975)

Asupra unor însușiri energetice și tehnologice ale șisturilor bituminoase din bazinul Anina, privind valorificarea extensivă

Ing. Valentina Bălan*

Disponibilitatea de rezerve de combustibil care să satisfacă diferitele necesități de energie primară ale țării noastre constituie o problemă majoră. Capacitatea de a da energie pe baza resurselor interne de combustibil (gaze naturale, petrol, cărbuni) nu va reuși să țină pasul cu creșterea continuă a consumului datorită industrializării țării. Aceste împrejurări impun sporirea masivă a contribuției energiei nucleare și o valorificare în scopuri energetice a unor surse noi de energie primară.

O importantă sursă de energie de care dispune țara noastră o constituie șisturile bituminoase.

Noțiunea de șist bituminos cuprinde o gamă largă de roci combustibile, care în momentul de față nu sînt bine precizate (atît ca compoziție chimică, cît și ca formare).

Șisturile bituminoase sînt definite în mod general ca fiind un sediment mineral impregnat cu substanțe organice.

Masa organică a șisturilor bituminoase constă din compuși complecși ce conțin în principal carbon și hidrogen cu mici cantități de oxigen, azot și sulf și apare în combinație cu diferite sedimente minerale care formează roca de bază. Mineralele incluse pot fi : minerale silicioase, ca opalul și silicea, amestecuri de silicați, cum ar fi mineralele argiloase, feldspații, minerale carbonatate, cum ar fi calcitul și dolomitul.

Rezervele de șisturi bituminoase apar pe toate continentele [1] și în toate formațiunile geologice, fiind semnalate în strate de sprafață și de mică adîncime, de grosime și înclinare variabilă, cu conținuturi în masă organică în proporții diferite, reprezentînd o diversitate atît în ceea ce privește caracteristicile fizico-chimice, cît și posibilitățile de exploatare.

Datorită relativ recentei abordări a unui studiu sistematic al șisturilor bituminoase, în prezent nu există un criteriu comun de clasificare a lor, lipsind o opinie unitară a diferitelor categorii de specialiști interesați în acest domeniu (geologi, chimiști, tehnologi, energeticieni etc.).

Adoptarea unei clasificări petrografice pe baza variațiilor conținutului mineral din șisturi, deși prezintă avantajul folosirii unor date exacte ușor determinabile, nu poate fi utilizată, întrucît substanța care interesează în mod direct este kerogenul.

Kerogenul (substanța organică a șisturilor) este compus din grupele microcomponente de algenit, păstrînd microstructura algelor, și de coloalgenit, substanță coloidală fără structură, provenită probabil tot din alge, între care sînt intercalate impurități formate din microcomponenți ai grupei vitrinice și cantități mici de fuzit, lipoidinit și corpuri rășinoase.

Bitterli [2] clasifică șisturile bituminoase în mai multe grupe, pe baza deosebirilor existente între proprietățile chimice ale kerogenului diferitelor tipuri, deosebiri datorate, pe de o parte, diferențelor în ceea ce privește materialul genetic inițial, iar pe de altă parte, gradului variabil de metamorfozare a substanței organice a sapropelului.

Slater [3] arată că determinarea directă a substanței organice primare este imposibilă în majoritatea cazurilor, întrucît kerogenul provine în cea mai mare parte din planctonul algelor, deci nu prezintă variații mari de structură, iar perioada geologică de formare nu furnizează indicații directe, în cazul șisturilor bituminoase neexistînd deci o posibilitate de clasificare similară cu cea bazată pe criteriul vîrstei geologice pentru cărbuni. Singurul factor care generează diferențele între tipurile de șisturi este mediul depunerii. Astfel, autorul propune clasificarea șisturilor bituminoase funcție de randamentul de rășină șistoasă, exprimat în procente.

V. Polozov și I. V. Ozerov [4] introduc clasificarea industrială a șisturilor, prezentată în tabelul 1, bazată pe criteriul genetic, și proprietățile chimice și tehnologice ale acestora.

Funcție de materialul genetic, șisturile sînt de două tipuri : sapropelic și sapropelohumic.

Funcție de compoziție și proprietăți, se împart în trei clase : energetică, tehnologică și energo-tehnologică — formînd patru grupe : energetică, gaz de bitum, energochimică și bitum.

După compoziția minerală sînt de trei tipuri : carbonat, aluminosilicocarbonat și aluminosilicat.

Principalele caracteristici chimico-tehnologice ale șisturilor sînt conținutul substanței organice, care are valori cuprinse între 10 și 55%, și randamentul în rășină raportat la substanța organică, variind între 18 și 66%, cel de-al doilea prezentînd un interes deosebit în cazul unei prelucrări tehnologice a șisturilor.

Dată fiind cantitatea de șisturi bituminoase de pe glob, estimată la 1 000 miliarde tone, și diversitatea calitativă a acestora (tabelul 2), se impune ca valorificarea lor să țină seama în primul rînd de caracteristicile calitative și de necesitățile economice ale țării respective.

*) Ing. Valentina Bălan este cercetător științific la ICEMENERG.

Clasificarea industrială a şisturilor, după I. M. Ozerov şi V. Ia. Polozov *Tabelul 1*

Tipul genetic	Clasa industrială	Grupa	Tipul	Indici de bază: Q kcal/kg	Indici de bază: Rand. de bitum raportat la şisturi	Indici de bază: S în bitum %	Produsele prelucrate	Observaţii
	Energetică	Energetică	— Carbonat (CaO + MgO 10%) — Aluminosilico-carbonat (CaO + MgO 10—20%) — Aluminosilicat (CaO + MgO 10%)	1800	15		— Căldură şi energie electrică — Cenuşă pentru producţia materialelor de construcţie	Conţinutul elementelor rare şi dispersate are o valoare independentă de apreciere a şisturilor
Sapropelic	Tehnologică	Gaz de bitum	— Carbonat — Aluminosilico-carbonat — Aluminosilicat	2000	15		— Gaz de uz casnic — Păcură de încălzire — Fenoli — Benzen — Adezivi — Plastifianţi — Tananţi — Cocs pentru electrozi — Detergenţi — Bitum — Ulei pentru impregnarea lemnului — Reziduuri de cenuşă pentru fabricarea materialelor de construcţie	
Sapropelic	Energo-tehnologică	Energo-chimică	— Carbonat — Alumino-silico-carbonat — Aluminosilicat	1600	10	2	— Căldură şi energie electrică — Produse chimice (etilenă, propilenă etc.) — Cenuşă pentru fabricarea materialelor de construcţii	
Sapropelo-humic	Tehnologică	Bitum	Aluminosilico-carbonat	—	10	2	— Produse de sulf — Ihtiol — Natriu-ihtiol — Reziduuri din cenuşă pentru fabricarea materialelor de construcţii	

Tabelul 2

Caracteristicile unor şisturi bituminoase din diferite zone ale globului. după D. Stewartt [1]

Nr. Crt.	Caracteristici	Scoţia	Colorado Green River	Suedia	Franţa
1	Puterea calorifică superioară, kcal/kg	1410	1525	2165	2405
2	Greutatea specifică, kg/dm³	2,22	2,17	2,10	2,01
3	Conţinutul în substanţă organică, %	19,00	17,3	28	25
4	Cantitatea totală de azot %	0,5	0,5	0,4	0,5
5	Cantitatea totală de sulf %	0,7	0,7	6,0	2,3
6	CO_3^{--} mineral, %	0,8	18,8	0,5	8,4
7	Randamentul de bitum, %	8,2	11,6	7,6	9,5
8	Randamentul de bitum l/t	90	136	73	114
9	Raportul C/H în substanţă organică	6,3	7,0	9,3	10,6
	Raportul C/H în bitum	6,8	9,5	9,3	7,0
10	Cenuşa, %	78	65	71	66
11	Compoziţia minerală a cenuşii :				
12	SiO_2	55,7	42,4	59,6	47,1
13	Al_2O_3	25,0	10,5	19,1	18,1
14	Fe_2O_3	9,9	4,7	12,3	7,6
15	CaO	2,7	23,5	1,4	17,8
16	MgO	3,1	9,3	1,4	3,5
17	SO_3	0,9	2,0	—	0,4
18	K_2O	—	3,1	5,5	—
19	Na_2O	—	4,5	0,7	—
20	Neidentificate, mai ales baze	2,7	—	—	5,3

Tabelul 3

Adaptarea şi folosirea calculului petrografic de şist bituminos, pentru punerea în evidenţă a fenomenului de eroziune

Proba nr. 3461 din sonda 741

Componenţi oxidici	% greutate	Greutate moleculară	Cifră molară	moli %
SiO_2	52,80	60	880,00	65,16
Fe_2O_3	10,64	160	65,25	4,83
Al_2O_3	28,00	102	274,50	20,40
CaO	1,54	56	27,50	2,03
MgO	1,73	40	43,25	3,20
SO_3	1,33	80	16,62	1,23
K_2O	3,54	94	37,34	2,76
Na_2O	0,37	62	5,96	0,44
Total	99,95		1350,42	100,05

Simbol	Denumirea	Cifră moleculară	moli, %
al	Al_2O_3	274,50	52,88
fm	$FeO + 2Fe_2O_3 + MgO$	173,75	33,47
C	CaO	27,50	5,29
alk	$K_2O + Na_2O$	43,30	8,34
	Total	519,05	99,98

Tabelul 4

Constituenţii chimici ai cenuşilor de şist şi substanţe-etalon

Substanţe-etalon	Formulă chimică	moli, %	% greutate
Hematit	Fe_2O_3	4,83	Fe_2O_3=10,64
Mulit	$3Al_2O_3.2SiO_2$	33,86	SiO_2= 52,88
Enstatit	$MgO.SiO_2$	6,40	Al_2O_3= 28,00
Wallastonit	$CaO.SiO_2$	4,06	CaO= 1,54
Sulfat de sodiu	$Na_2O.SO_3$	0,88	MgO= 1,73
Sulfat de potasiu	$K_2O.SO_3$	1,58	SO_3= 1,33
SiO_2—liber	SiO_2	48,39	K_2O= 3,51
			Na_2O= 0,37
Total		100,00	100,0

$$Qz = Si - Si'$$

$$Si = \frac{(\text{Cifră molară } SiO_2)\ \% \times 100}{\Sigma \text{ cifră mol·oxizi bazici}}$$

$$Si = \frac{880.00 \times 100}{519,05} = 169,54$$

$$Si' = 100 + 4\,alk\ (moli\ \%);\quad alk = K_2O + NaO$$

$$Qz = 169,54 - (100 + 4 \times 8,34) = 36,18$$

Interpretarea analizelor cenuşilor de şist bituminos şi calculul cifrei de cuarţ pentru punerea în evidenţă a fenomenului de eroziune

Deoarece cenuşa reprezintă restul mineralului din şist după arderea lui şi topirea cenuşilor la zguri fiind foarte apropiată formării rocilor, în special a rocilor sticloase din topituri, se utilizează procedeele de calcul petrografice la interpretarea analizelor de cenuşi.

Din analiza chimică a cenuşii naturale se calculează cifrele molare şi procentele molare (tabelul 3) ale oxizilor respectivi, din care se compun apoi anumite minerale posibile, care se formează în topitură la echilibru (tabelul 4).

Ţinînd seamă de oxizii care se găsesc în cenuşa naturală, pentru starea de echilibru s-au stabilit următoarele substanţe-etalon : hematit (Fe_2O_3), mulit ($Al_2O_3.2\ SiO_2$), enstatit ($MgO.SiO_2$), wolastonit ($CaO.SiO_2$), sulfat de sodiu ($Na_2O.SO_3$), sulfat de potasiu ($K_2O.SO_3$) şi SO_2 liber (tabelul 4).

După calcularea mineralelor-standard stoechiometric, se transformă în greutăţi procentuale.

Întrucît cenuşa de şist bituminos conţine anioni (SO_3^{--}), se ţine seama de acest lucru şi se face întîi calcularea în K_2SO_4 şi Na_2SO_4.

În sisteme de acest fel, în care intră şi K_2O, reacţia de preferinţă este formarea sulfatului de potasiu (K_2SO_4) prin reacţia dintre SO_3 din gazele de ardere şi oxidul de potasiu.

În cazul în care SO_3 s-a consumat, oxidul de potasiu intră într-o combinaţie de tipul

Caracteristicile energetice şi chimice ale

A. Caracteristicile

Nr. crt.		Nr. probe per total bazin Anina	Bazin flanc estic							Nr. probe
			Q_I^i kcal/kg	A^{anh} %	W_t^i %	MVC %	Temperaturi caracteristice T_1 °C	T_2 °C	T_3 °C	
1	Global probe	410	1192	74,52	1,61	14,6	1458	1556	1573	106
2	Galerii	121	1062	75,74	1,97	8,85	1400	1560	1600	46
3	Puţuri	54	1150	75,95	1,69	11,29	1570	1630	1650	30
4	Sonde	235	1227	73,90	1,46	n.d.	1405	1480	1500	30

B. Caracteristicile

		Bazin flanc estic			Bazin flanc										
		SiO_2 %	Al_2O_3 %	F_2O_3 %	SiO_2 %	Al_2O_3 %	Fe_2O_3 %	P_2O_5 %	SO_3 %	M_xO %	CaO %	TiO_2 %	Na_2O %	K_2O %	B g/t
1	Global probe	53,07	27,7	12,05	46,85	22,43	13,10	0,07	3,16	1,23	5,80	1,05	0,32	2,05	500—1000
2	Galerii	48,9	28	15,8	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
3	Puţuri	57,25	27,48	8,30	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
4	Sonde														

$K_2O.23CaO.12SiO_2$ printr-o reacţie de schimb [9],

$$K_2O.Al_2O_3 + 12(2CaO.SiO_2) \longrightarrow K_2O.23CaO \cdot 12SiO_2 + CaO.Al_2O_3$$

sau

$$K_2OAl_2O_3 + 12(3CaO.SiO_2) \longrightarrow K_2O.23CaO \cdot 12SiO_2 + 3CaO.Al_2O_3 + 10CaO$$

sau

$$K_2O.Al_2O_3 + 10(2CaO.SiO_2) + 2(3CaO.SiO_2) \longrightarrow K_2O.23CaO.12SiO_2 + 3CaO.Al_2O_3.$$

Chiar un conţinut relativ mic de alcalii faţă de totalul oxizilor este foarte important în acest proces, fiind posibilă formarea de constituenţi cu temperaturi scăzute şi de eutectice care duc la aglomerări.

Pentru stabilirea cifrei de cuarţ se calculează cifra molară atît pentru oxidul care cuprinde fierul sub formă bivalentă, cît şi pentru oxidul care conţine fierul sub formă trivalentă.

Se grupează oxizii bazici în patru grupe astfel :

1. Al_2O_3
2. $FeO + 2Fe_2O_3 + MgO$
3. $K_2O + Na_2O$
4. CaO

şi se calculează cifra de cuarţ după formula :

$$Qz = Si - Si'$$

$$Si = \frac{(\text{cifra molară } SiO_2)\% \times 100}{\sum \text{ cifra molară a oxizilor bazici}}$$

$$Si' = 100 + 4 \text{ alk (moli\%)}; \text{ alk} = K_2O + Na_2O$$

Dacă Qz are valoarea (+), cenuşa este acidă; dacă are valoarea (—), cenuşa este bazică.

Faptul că Si >Si' înseamnă că cenuşa cuprinde şi SiO_2 liber; acesta înseamnă că, chiar dacă toate combinaţiile de minereuri care conţin siliciu cristalizează, mai rămîne un rest de acid silicic liber (care evidenţiază fenomenul de eroziune).

Rezultate experimentale asupra şisturilor din bazinul Anina

Pentru lărgirea gamei calitative a şisturilor bituminoase şi independent de tehnologia de valorificare şi de caracteristicile şisturilor, se merge pe linia valorificării complexe. În acest context, valorificarea reziduului solid rezultat la ardere constituie preocuparea principală.

Aceste reziduuri, în funcţie de compoziţia lor chimică, pot fi folosite la fabricarea cimentului, a aluminei şi la extragerea unor minerale utile, cum ar fi Fe, Ti, V.

Tabelul 5

şisturilor bituminoase din bazinul Anina

energetice

Bazin flanc vestic							Nr. probe	Bazin flanc nordic				Observaţii
Q_I^i kcal/kg	A^{anh} %	W_t^i %	MVC %	Temperaturi caracteristice T_1 °C	T_2 °C	T_3 °C		Q_i^i kcal/kg	A^{anh} %	W_t^i %	Sc %	
1053	76,58	1,89	8—12	1530	1603	1620	240	1304	72,27	1,29	0,3—04	Probele au fost colectate pe baza planului de cunoaştere a bazinului (C_2) de către IPG Banatul
1066	76,57	1,77	—	1480	1560	1590	27	1302	74,31	2,29		
1144	76,48	2,21	—	1580	1680	1690	6	2043	63,99	1,28		
979	76,68	1,43	—	1330	1570	1580	207	1283	72,25	1,16		

chimice

vestic								Bazin flanc nordic								
Co g/t	Ni g/t	Zn g/t	Ga g/t	Sn g/t	Pb g/t	Cu g/t	V g/t	SiO_2 %	Al_2O_3 %	Fe_2O_3 %	CaO %	MgO %	SO_3 %	Na_2O %	K_2O %	TiO_2 %
10—50	50—100	500—1000	10—50	10—50	5—10	10—50	100—500	52,84	28,79	9,77	1,74	1,29	0,18	0,45	2,56	1,35
—	—	—	—	—	—	—	—	50,87	24,49	12,75	1,48	1,28	0,14	0,44	2,88	1,16
—	—	—	—	—	—	—	—	n.d.	—	—	—	—	—	—	—	—
								53,13	29,36	9,39	1,78	1,30	0,19	0,46	2,57	1,38

În lucrare se prezintă rezultatele cercetării însuşirilor tehnologice şi energetice ale şisturilor din bazinul Anina în scopul valorificării lor complexe.

Relaţiile de calcul care au stat la baza elaborării modelului matematic pentru caracteristicile energetice şi tehnologice au fost :

— pentru media aritmetică :

$$\bar{X} = \frac{\sum_{i=1}^{n} X_i}{n} \qquad (1)$$

— pentru dispersie :

$$\sigma^2 = \frac{\sum_{i=1}^{n} (X_i)^2 - \frac{\left(\sum_{i=1}^{n} X_i\right)^2}{n}}{n-1} \qquad (2)$$

Prin calculul dispersiei şi abaterii medii pătratice se obţine o serie de indicaţii suplimentare asupra zăcămîntului, îndeosebi în ceea ce priveşte domeniul de încredere al valorilor medii pentru parametrii analizaţi.

Puterea calorifică constituie parametrul de bază pentru orice combustibil şi este condiţionată de umiditate şi cenuşă. Media de selecţie pentru caracteristica (Q_i^i) (tabelul 5) per global probe bazin estic creşte de la 1053 la 1192 kcal/kg, faţă de bazinul vestic (fig. 1 şi 4). Media pentru caracteristica Q_i^i flanc nordic este 1304 kcal/kg.

Repartiţia puterii calorifice în funcţie de frecvenţa cu care apar diferitele valori pe întregul bazin estic arată o distribuţie regulată faţă de valoarea medie de 1192 kcal/kg, după cum rezultă din figura 1.

Abaterea medie pătratică (σ) este de 441 kcal/kg, respectiv 78,27% din valori se înscriu în intervalul de încredere 751—1633 kcal/kg.

Pentru caracteristica A^{anh}, media per bazin estic (fig. 2) este $\bar{X} = 74{,}52\%$ cu o abatere medie pătratică $\sigma = \pm 7{,}37\%$, respectiv 86% din valori se înscriu în intervalul 67,15—81,89%.

Valorile A^{anh} pntru bazinul estic şi nordic sînt mai mici cu 1,5—2% faţă de valorile cenuşilor din bazinul vestic (tabelul 5 şi fig. 5).

Din datele experimentale [8] rezultă că nu există o corelaţie corespunzătoare între puterea calorifică şi conţinutul de cenuşă. Astfel, pentru aceeaşi putere calorifică s-a găsit o serie de valori ale cenuşii care diferă între ele cu $\pm$ 4 procente. Se apreciază că aceasta se datoreşte în special caracterului masei organice din şisturi. În acelaşi conţinut de cenuşă, puterea calorifică este mai mare la un şist bituminos faţă de un şist cărbunos.

Umiditatea totală pe întregul bazin estic prezintă o valoare medie de 1,61% cu o distribuţie foarte regulată. Abaterea medie pătratică este $\sigma = \pm 0{,}55$, respectiv 87,19% din valori se înscriu în intervalul 1,06—2,16%.

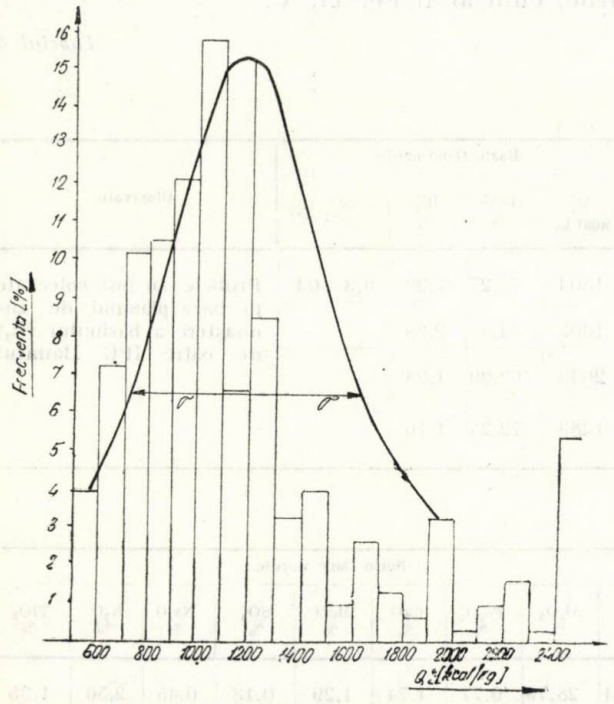


Fig. 1. Funcţia de distribuţie a mediilor de eşantionare pentru caracteristica Q_i^i — flanc estic Anina

Q_i^i, kcal/kg; $\leqslant$ 600; 601 — 700; 701 — 800; 801 — 900; 901 — 1000; 1001 — 1100; 1101 — 1200; 1201 — 1300; 1301 — 1400; 1401 — 1500; 1501 — 1600; 1601 — 1700; 1701 — 1800; 1801 — 1900; 1901 — 2000; 2001 — — 2100; 2101 — 2200; 2201 — 2300; 2301 — 2400; $\geqslant$ 2401

Frecvenţa, %: 4,65; 7,24; 10,19; 10,53; 12,16; 17,78; 6,58; 6,55; 3,29; 3,95; 0,99; 2,63; 1,32; 0,66; 3,29; 0,33; 0,99; 1,65; 0,33; 5,59

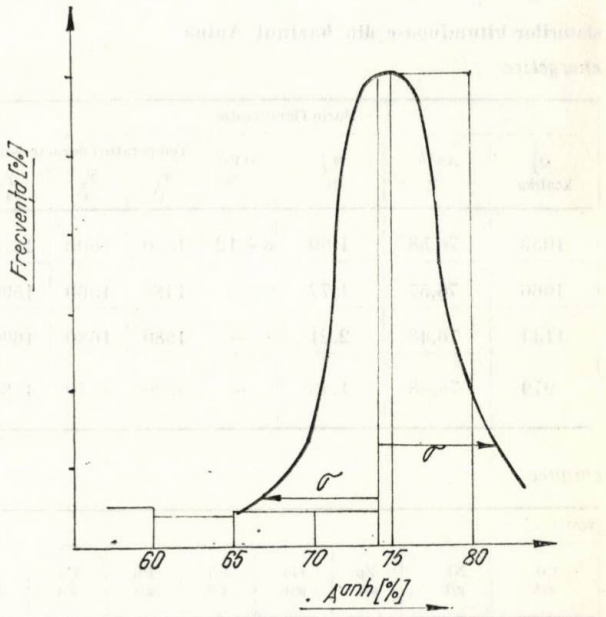


Fig. 2. Funcţia de distribuţie a mediilor de eşantionare pentru caracteristica A^{anh} flanc estic Anina

A^{anh}, %	Frecvenţa, %
$\leqslant$ 60,00	1,93
60,01 — 65,00	3,95
65,01 — 70,00	4,61
70,01 — 75,00	17,43
75,01 — 80,00	60,23
$\geqslant$ 80,01	8,88
	100,00

Valorile W_t^i pentru toate flancurile se păstrează aproximativ în aceleaşi limite (fig. 3 şi 6).

Media valorilor materiilor volatile este uniform distribuită, $m = 14{,}6\%$, în limita de

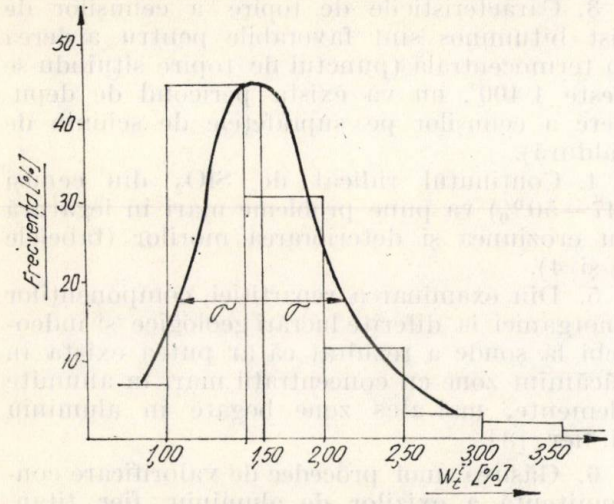


Fig. 3. Funcţia de distribuţie a mediilor de eşantionare pentru caracteristica W_t^i — flanc estic Anina

W_t^i, %	Frecvenţa, %
$\leqslant 1{,}00$	6,91
1,01 – 1,50	44,73
1,51 – 2,00	30,95
2,01 – 2,50	11,51
2,51 – 3,00	3,28
3,01 – 3,50	1,97
$\geqslant 3{,}51$	0,65
	100,00

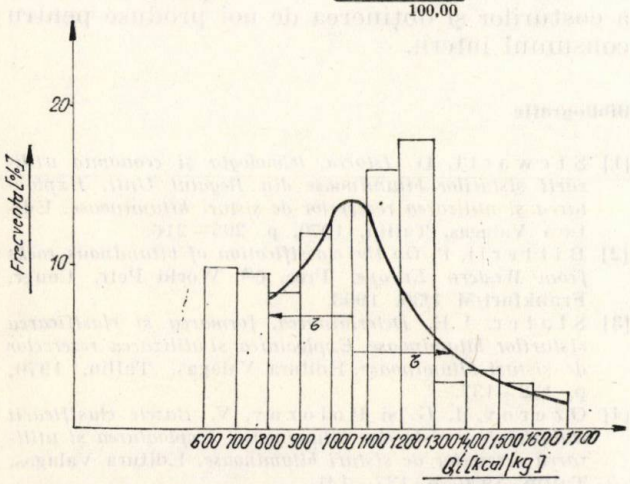


Fig. 4. Funcţia de distribuţie a mediilor de eşantionare pentru caracteristica Q_i^i — flanc vestic Anina. Global probe.

Q_i^i	%
600 – 700	10,3
700 – 800	9,4
800 – 900	8,4
900 – 1000	12,2
1000 – 1100	14,1
1100 – 1200	16,0
1200 – 1300	17,9
1300 – 1400	2,8
1400 – 1500	3,8
1500 – 1600	2,8
1600 – 1700	2,3

încredere 9,0 – 20%, întrucît probele au fost prelevate din lucrări de adîncime, unde şistul este nealterat [8].

Caracteristicile de topire ale cenuşilor de şist bituminos (T_1, T_2, T_3) din bazinul Anina se situează peste 1 400°C. Fuzibilitatea ridicată a cenuşilor se explică prin conţinutul ridicat de compuşi cu siliciu (tabelele 4, 5 şi 6).

Pe baza rezultatelor obţinute, ţinînd seama de natura zăcămîntului şi de experimentările

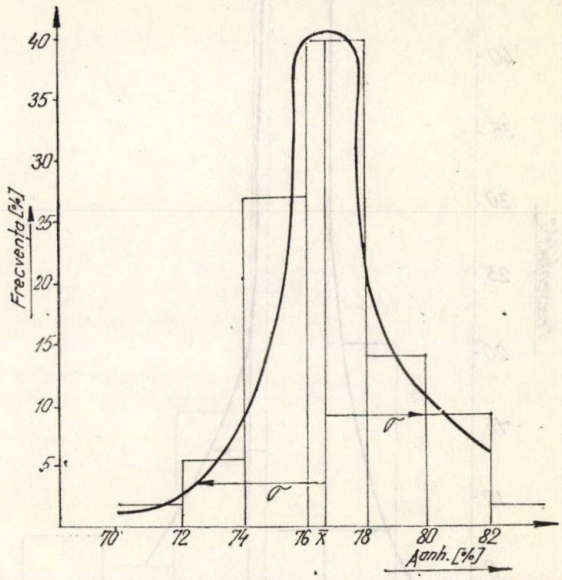


Fig. 5. Funcţia de distribuţie a mediilor de eşantionare pentru caracteristica A^{anh} — flanc vestic Anina

A	%
< 70	0,93
70 – 72	1,87
72 – 74	5,61
74 – 76	27,11
76 – 78	39,25
78 – 80	14,02
80 – 82	9,34
> 82	1,87

de la CET Doiceşti (cazan 100 t/h) privind arderea şistului bituminos, s-a propus următoarea bandă de calitate a şisturilor pentru centrala ce va arde şist bituminos :

Tabelul 6

Banda de calitate a şisturilor bituminoase de la Anina pentru centrala termoelectrică

Nr. de ordine	Caracteristicile şistului bituminos	Combustibil-tip	Valori-limită
1	Puterea calorifică inferioară (Q_i^i), kcal/kg	990	700 – 1275
2	Umiditate totală (W_t^i), %	9,0	5 – 12
3	Cenuşă raportată la probe iniţiale (A^i), %	69,6	69,4 – 72,2
4	Cenuşă raportată la anhidru (A^{anh}), %	76,5	73 – 82
5	Carbon (C^i), %	10,0	8 – 14
6	Hidrogen (H^i), %	1,6	1,55 – 1,75
7	Sulf combustibil (S_c^i), %	0,6	0,4 – 0,9
8	Oxigen + azot ($O^i + N^i$), %	9,2	7,4 – 9,8
9	Volatile combustibile (V_c^i), %	12,0	8 – 14
	Compoziţia chimică a cenuşii, valori-limită		
10	Bioxid de siliciu (SiO_2) %	45 – 55	
11	Oxid de aluminiu (Al_2O_3) %	29 – 31	
12	Oxid feric (Fe_2O_3) %	10 – 15	
13	Oxid de calciu (CaO) %	0,6 – 0,8	
14	Oxid de magneziu (MgO) %	0,6 – 1 %	
15	Sulfaţi (SO_3), %	0,2 – 0,3	
16	Oxid de titan (TiO_2) %	1,1 – 1,2	
17	Oxizi alcalini ($Na_2O + K_2O$) %	1,5 – 1,9	
18	Pierderea la calcinare, pC	1,1 – 2,5	
19	Punct de topire, T_2, °C	1600	

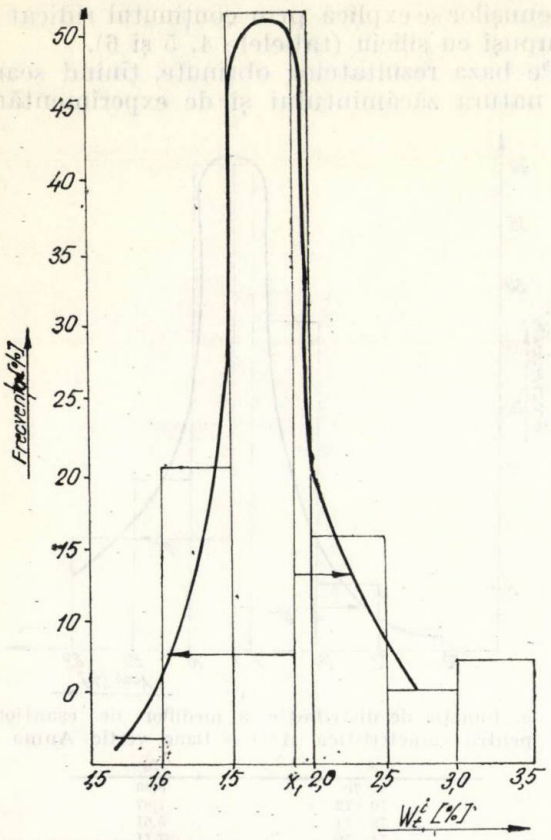


Fig. 6. Funcţia de distribuţie a mediilor de eşantionare pentru caracteristica W_t^i — flanc vestic Anina

W_t^i	%
< 1,00	1,72
1,01 – 1,50	2,69
1,51 – 2,00	51,01
2,01 – 2,50	16,61
2,51 – 3,00	6,17
> 3,00	6,90

Pentru stabilirea posibilităţilor de valorificare complexă a şisturilor trebuie luate în discuţie şi însuşirile tehnologice (compoziţia chimică a cenuşii, inclusiv elementele rare micro şi disperse).

Pentru şisturile bituminoase din bazinul Anina, se pare că elementele rare şi disperse (tabelul 5) participă în proporţii ce nu vin în discuţie pentru recuperare.

Se accentuează asupra existenţei vanadiului, care se înscrie în limitele 100—500 g/t. Această caracterisică chimică interesează întrucît compuşii cu vanadiu sînt deosebit de corosivi la temperatură înaltă.

Concluzii asupra însuşirilor energetice şi tehnologice

1. Caracteristicile energetice ale şisturilor bituminoase din Anina, flanc estic şi nordic (Q_i^i, Q_s^i), se înscriu în limitele valorilor obţinute pentru flancul vestic, cu menţiunea că mediile aritmetice ale caracteristicilor din flancul estic şi nordic sînt cu circa 5—10% mai mari (flancul estic şi nordic reprezentind zone cu calitate puţin superioară).

2. Umiditatea totală medie a zăcămîntului este mică.

3. Caracteristicile de topire a cenuşilor de şist bituminos sînt favorabile pentru arderea în termocentrală (punctul de topire situîndu-se peste 1 400°, nu va exista pericolul de depunere a cenuşilor pe suprafeţele de schimb de căldură).

4. Conţinutul ridicat de SiO_2 din cenuşi (47—50%) va pune probleme mari în legătură cu eroziunea şi deteriorarea morilor (tabelele 3 şi 4).

5. Din examinarea repartiţiei componenţilor anorganici la diferite lucrări geologice şi îndeosebi la sonde a rezultat că ar putea exista în zăcămînt zone cu concentraţii mari în anumite elemente, mai ales zone bogate în aluminiu şi fier [8].

6. Găsirea unor procedee de valorificare concomitentă a oxizilor de aluminiu, fier, titan, cu extracţia metalelor rare asociate, germaniu, uraniu etc., urmată de utilizarea reziduurilor în industria construcţiilor şi a materialelor de construcţie, pare să fie în prezent soluţia optimă — în cazul folosirii şisturilor cu un conţinut ridicat de masă anorganică. Aceasta ar aduce după sine o distribuţie convenabilă a costurilor şi obţinerea de noi produse pentru consumul intern.

Bibliografie

[1] Stewartt, D. *Istoria, tehnologia şi economia utilizării şisturilor bituminoase din Regalul Unit. Exploatarea şi utilizarea rezervelor de şisturi bituminoase.* Editura Valagas, Tallin, 1970, p. 205—216.

[2] Bitterli, P. *On the classification of bituminous rocks from Western Europe.* Proc. 6th World Petr. Congr. Frankfurt/M 1/30, 1963.

[3] Slater, L.E. *Determinarea, formarea şi clasificarea şisturilor bituminoase. Exploatarea şi utilizarea rezervelor de şisturi bituminoase.* Editura Valagas, Tallin, 1970, p. 132—137.

[4] Ozerov, I, G. şi Polozov, V. *Bazele clasificării industriale a şisturilor bituminoase. Exploatarea şi utilizarea rezervelor de şisturi bituminoase.* Editura Valagas, Tallin, 1970, p. 137—141.

[5] Kikas, V.V. *Folosirea zgurelor de şisturi în industria materialelor de construcţie. Exploatarea şi utilizarea rezervelor de şisturi bituminoase.* Editura Valagas, Tallin, 1970, p. 386—392.

[6] Epic, I.P. *Situaţia actuală şi problemele legate de arderea şisturilor în instalaţii energetice de mare putere din U. R. S. S. Exploatarea şi utilizarea rezervelor de şisturi bituminoase.* Editura Valagas, Tallin, 1970, p. 315—323.

[7] * * * *Statistique et calcul des probabilités, thermes employés dans l'estimation et le contrôle de la qualité.* NF.X. 05—02.

[8] * * * *Cercetări privind caracteristicile energetice ale şisturilor bituminoase din bazinul Anina destinate alimentării centralelor termoelectrice.* ICENERG, Bucureşti, 1972—1974.

[9] Kuhl, H. *Zement-Chemie.* VEB Verlag Technik, Berlin, 1958, p. 156—158, 176—183 şi 271—274.

(Articol intrat în redacţie la 12 aprilie 1974)

Medii poroase electromagnetice deformabile

Matem. **M. Stan** şi
ing. **D. Vlădăianu**[*)]

Se consideră mediul ca fiind alctuit din două continuuri care se întrepătrund: un schelet solid, care formează faza solidă, şi un mediu fluid (lichid sau gaz), care formează faza fluidă. În plus se presupune că faza solidă este electroconducătoare, iar cea fluidă izolatoare din punct de vedere electromagnetic.

La ecuaţiile de mişcare ale fazei solide se va ţine seama de forţa datorită cîmpului electromagnetic care acţionează asupra ei. Ecuaţiile de mişcare sînt [9], [4]:

— ecuaţia de continuitate corespunzătoare fazei solide:

$$\frac{\partial \rho_g}{\partial t} + \operatorname{div}(\rho_g \vec{V}_g) = 0 \tag{1}$$

— ecuaţia de continuitate corespunzătoare fazei fluide:

$$\frac{\partial \rho_V}{\partial t} + \operatorname{div}(\rho_V \vec{V}_V) = 0 \tag{2}$$

— ecuaţia de mişcare a fazei solide:

$$\rho_g \frac{\mathrm{d}\vec{V}_g}{\mathrm{d}t} = \rho_g \vec{g} - (1-n)\operatorname{grad} p + \frac{1-n}{K'_\Phi}\rho_V(\vec{V}_V - \vec{V}_g) + \frac{1-n}{K_\Phi}\rho_V \frac{\partial}{\partial t}(\vec{V}_V - \vec{V}_g) + \operatorname{div}\pi_g + q\vec{E} + \frac{1}{1-n}\vec{J}\times\vec{B} \tag{3}$$

— ecuaţia de mişcare a fazei fluide:

$$\rho_V \frac{\mathrm{d}\vec{V}_V}{\mathrm{d}t} = \rho_V \vec{g} + (1-n)\operatorname{grad} p + \frac{1-n}{K'_\Phi}\rho_V(\vec{V}_g - \vec{V}_V) + \frac{1-n}{K_i}\rho_V \frac{\partial}{\partial t}(\vec{V}_g - \vec{V}_V) - \operatorname{grad} p \tag{4}$$

— relaţiile de legătură între densităţile reale şi fictive:

$$\begin{cases} \dfrac{\rho_V}{\rho_f} + \dfrac{\rho_g}{\rho_M} = 1 \\ n = \dfrac{\rho_V}{\rho_f} = 1 - \dfrac{\rho_g}{\rho_M} \end{cases} \tag{5}$$

Acestor ecuaţii li se adaugă sistemul de ecuaţii care caracterizează cîmpul electromagnetic şi legea lui Ohm:

$$\operatorname{rot}\vec{E} = -\frac{\partial \vec{B}}{\partial t} \tag{6}$$

$$\operatorname{rot}\vec{H} = \frac{1}{1-n}\vec{J} + \frac{\partial \vec{D}}{\partial t} \tag{7}$$

$$\operatorname{div}\vec{B} = 0 \tag{8}$$

$$\operatorname{div}\vec{D} = q \tag{9}$$

$$\vec{J} = (1-n)\,\sigma(\vec{E} + \vec{V}_g \times \vec{B}) \tag{10}$$

$$\vec{B} = \mu\vec{H} \tag{11}$$

$$\vec{D} = \varepsilon\vec{F} \tag{12}$$

Ecuaţiile (1)—(11) reprezintă ecuaţiile matematice ale modelului fizic. Condiţiile iniţiale şi de frontieră care se pun sînt cele obişnuite din hidrodinamica mediilor poroase [6], din magnetodinamica fluidelor [3] şi din teoria elasticităţii [7], [8].

Mai trebuie adăugată legătura între viteza fazei solide şi tensiunile σ_{ij}; această legătură, în cazul deformaţiilor mici, este dată de legea lui Hooke.

Dacă vom avea şi $\sigma_{ij} = f(\vec{v}_g)$, se poate trece la rezolvarea sistemului de ecuaţii stabilit.

Cazuri de reducere a sistemului de ecuaţii

Avem următoarele condiţii iniţiale:

— atît faza solidă cît şi cea fluidă sînt incompresibile;

— mişcarea fluidului este lentă;

— ne situăm în cadrul elasticităţii liniare;

— faza solidă este neutră din punct de vedere electric ($q = 0$);

— faza solidă este supusă acţiunii unui cîmp magnetic constant $\vec{H}_0$, care va induce un

*) Mihai Stan este matematician în cadrul Secţiei de cercetări de hidraulică aplicată din I.S.P.H.; ing. Decebal Vlădăianu este cercetător ştiinţific în cadrul aceleiaşi secţii.

cîmp magnetic $\vec{h}$, avînd acelaşi ordin de mărime cu $\vec{V}_g$.

Din condiţia a doua rezultă că se poate neglija produsul $(\vec{V} \cdot \text{grad } p)\vec{V}$, iar din a treia posibilitatea de a trece de la operatorul $\frac{d}{dt}$ la $\frac{\partial}{\partial t}$, legea constitutivă find legea lui Hooke.

Vom renota $\rho_M = \rho_1$, $\rho_f = \rho_2$, $K'_\Phi = \alpha$ şi $K_i = \beta$.

Cu $\vec{u}$ vom însemna vectorul deplasare al fazei fluide, iar cu $\vec{V}$ viteza fazei fluide.

Sistemul (1) — (12), în aceste ipoteze, se transformă astfel :

$$\text{div } \dot{\vec{u}} = 0 \qquad \left(\dot{\vec{u}} = \frac{\partial \vec{u}}{\partial t}\right) \tag{13}$$

$$\text{div } \vec{V} = 0 \tag{14}$$

$$(1-n)\rho_1 \ddot{\vec{u}} = (1-n)\,\rho_1 \vec{g} - (1-n)\,\text{grad } p +$$

$$+ \frac{1-n}{\alpha} n\,\rho_2 (\vec{V} - \dot{\vec{u}}) + \frac{1-u}{\beta} n\,\rho_2 \frac{\partial}{\partial t}(\vec{V} - \dot{\vec{u}}) +$$

$$+ \text{div } \sigma_{ij} + \bar{\mu}\,\text{rot } \vec{h} \times \vec{H}_0 \tag{15}$$

$$n\rho_2 \frac{\partial \vec{V}}{\partial t} = n\rho_2 \vec{g} - n\,\text{grad } p + \frac{1-n}{\alpha} n\,\rho_2 (\vec{u} - \vec{V}) +$$

$$+ \frac{1-n}{\beta} n\,\rho_2 \frac{\partial}{\partial t}(\dot{\vec{u}} - \vec{V}) \tag{16}$$

$$\text{rot } \vec{h} = \sigma(\vec{E} + \bar{\mu}\,\dot{\vec{u}} \times \vec{H}_0) \tag{17}$$

$$\text{rot } \vec{E} = -\bar{\mu}\frac{\partial \vec{h}}{\partial t} \tag{18}$$

$$\sigma_{ij} = \lambda\, u_{KK}\,\delta_{ij} + \mu(u_{ij} + u_{ji}) \tag{19}$$

Ecuaţia (19) este legea lui Hooke.

Aplicînd rotorul ecuaţiei (17) şi ţinînd seama de (18), vom avea :

$$\left(\frac{\partial}{\partial t} - \frac{1}{\sigma\bar{\mu}}\Delta\right)\vec{h} = (\vec{H}_0 \cdot \vec{V})\,\dot{\vec{u}} \tag{20}$$

sau

$$D\vec{h} = H_0 \frac{d}{dn}\dot{\vec{u}}, \tag{21}$$

unde $\vec{H}_0 = H_0 \vec{n}$, iar $\frac{d}{dn} = (\vec{n} \cdot \text{grad}) = (\vec{n} \cdot \vec{V})$.

Adunînd ecuaţiile (15) şi (16) şi avînd în vedere ecuaţia (19), rezultă :

$$(1-n)\rho_1 \ddot{\vec{u}} + n\rho_2 \ddot{\vec{V}} = [(1-n)\,\rho_2 + n\rho_2]\vec{g} -$$

$$- \text{grad } p + \mu\Delta\vec{u} + (\mu + \lambda)\ \text{grad div } \vec{u} +$$

$$+ \bar{\mu}\,\text{rot } \vec{h} \times \vec{H}_0 \tag{22}$$

Derivînd pe (15) în raport cu timpul, se obţine :

$$(1-n)\,\rho_1 \dddot{\vec{u}} = -(1-n)\,\text{grad } \dot{p} +$$

$$+ \frac{1-n}{\alpha} n\rho_2 (\dot{\vec{V}} - \ddot{\vec{u}}) + \frac{1-n}{\beta} n\,\rho_2 \frac{\partial}{\partial t}(\dot{\vec{V}} - \ddot{\vec{u}}) +$$

$$+ \mu\Delta\dot{\vec{u}} + \bar{\mu} \cdot \text{rot } \dot{\vec{h}} \times \vec{H}_0 \tag{23}$$

Eliminînd pe $\dot{\vec{V}}$ între ceuaţiile (22) şi (23), se obţine o ecuaţie pentru $\vec{u}$:

$$A\dddot{\vec{u}} + B\ddot{\vec{u}} = U_i + \frac{\mu}{\alpha}\Delta\vec{u} + \frac{\lambda + \mu}{\alpha}\text{grad div } \vec{u} +$$

$$+ C\,\Delta\dot{\vec{u}} - M\vec{n} \times \text{rot } \vec{h} - N\,\vec{n} \times \text{rot } \dot{\vec{h}} \tag{24}$$

S-au folosit notaţiile :

$$A = \rho_1 + \frac{(1-n)\rho_1 + n\rho_2}{\beta}$$

$$B = \frac{(1-n)\rho_1 + n\,\rho_2}{\alpha}$$

$$C = \frac{\mu}{\beta} + \frac{\mu}{1-n}$$

$$U = \frac{1}{\alpha}[(1-n)\,\rho_1 + n\rho_2] - \left(1 + \frac{1}{\alpha}\right)p_i + \frac{1}{\beta}\dot{p}_i$$

$$M = \frac{\bar{\mu}}{\alpha} H_0$$

$$N = \left(\frac{\bar{\mu}}{\beta} + \frac{\mu}{1-n}\right) H_0$$

Notînd cu $\vec{F} = \text{grad } U$ și aplicînd divergența ecuației (24), se obține :

$$\square^* \text{ div } \vec{V} = \left(M\vec{n}\times\Delta + N\vec{n}\times\Delta\frac{\partial}{\partial t}\right)\vec{h}, \qquad (25)$$

unde

$$\square^* = \frac{\lambda + 2\mu}{\alpha}\Delta - A\frac{\partial^3}{\partial t^3} - B\frac{\partial^2}{\partial t^2}.$$

Aplicînd acum operatorul rotor aceleiași ecuații (24), va rezulta :

$$\widetilde{\square} \text{ rot } \vec{u} = -\left(M\frac{d}{dn} + N\frac{d}{dn}\frac{\partial}{\partial t}\right) \text{rot } \vec{h}, \qquad (26)$$

unde

$$\widetilde{\square} = \frac{\mu}{\alpha}\Delta - A\frac{\partial^3}{\partial t^3} - B\frac{\partial^2}{\partial t^2} + C\Delta\frac{\partial}{\partial t}$$

Introducînd în (26) funcția $\varphi = \varphi(x_1, x_2, x_3, t)$, vom avea :

$$\widetilde{\square}\vec{u} = -\left(M\frac{d}{dn} + N\frac{d}{dn}\frac{\partial}{\partial t}\right)\vec{h} + \widetilde{\square}\,\text{grad}\,\varphi \qquad (27)$$

Să eliminăm pe $\vec{u}$ între relațiile (27) și (21) :

$$\left[D\widetilde{\square} + H_0\left(M\frac{d^2}{dn^2}\frac{\partial}{\partial t} + N\frac{d^2}{dn^2}\frac{\partial^2}{\partial t^2}\right)\right]\vec{h} =$$

$$= H_0\frac{d}{dn}\,\text{grad}\,\widetilde{\square}\frac{\partial\varphi}{\partial t} \qquad (28)$$

De aici rezultă existența unui potențial Φ [10], astfel încît avem :

$$\vec{h} = H_0\frac{d}{dn}\,\text{grad}\,\widetilde{\square}\frac{\partial\Phi}{\partial t}$$

$$\varphi = \left[D\widetilde{\square} + H_0\left(M\frac{d^2}{dn^2}\frac{\partial}{\partial t} + N\frac{d^2}{dn^2}\frac{\partial}{\partial t^2}\right)\right]\Phi \qquad (30)$$

Pentru $\vec{u}$ găsim expresia :

$$\vec{u} = D\,\widetilde{\square}\,\text{grad}\;\Phi + \Phi_0 \qquad (31)$$

cu

$$\widetilde{\square}\,\Phi_0 = 0$$

Pentru a găsi ecuația pe care o verifică Φ, vom înlocui pe $\vec{u}$ în (25) :

$$\widetilde{\square}\left[D\square^*\Delta - H_0\left(M\vec{n}\times\Delta + N\vec{n}\times\Delta\frac{\partial}{\partial t}\right)\frac{d}{dn}\,\text{grad}\,\frac{\partial}{\partial t}\right]\Phi + \square^*\,\text{div}\,\Phi_0 = 0 \qquad (32)$$

Determinarea vitezei fluidului

Din ecuația (22) se scoate $\dot{\vec{V}}$:

$$n\rho_2\dot{\vec{V}} = (1-n)\,\rho_1 + n\rho_2\vec{g} - \text{grad}\,p + \mu\Delta\vec{u} + (\lambda+\mu)\,\text{grad div}\,\vec{u} - (1-n)\,\rho_1\ddot{\vec{u}} + \mu\,\text{rot}\,\vec{h}\times\vec{H}_0,$$

de unde rezultă :

$$\vec{V} = \frac{(1-n)\rho_1 + n\rho_2}{n\rho_2}\vec{g}\,t - \frac{1}{n\rho_2}\int_{t_0}^{t}\text{grad}\,p\,dt + \frac{\mu}{n\rho_2}\int_{t_0}^{t}\Delta\vec{u}\,dt + \frac{\lambda+\mu}{n\rho_2}\int_{t_0}^{t}\text{grad div}\,\vec{u}\,dt - \frac{1-n}{n}\frac{\rho_1}{\rho}\dot{\vec{u}} + \frac{\overline{\mu}}{n\rho_2}\int_{t_0}^{t}\text{rot}\,\vec{h}\times\vec{H}_0\,dt, \qquad (33)$$

abstracție făcînd de constanta de integrare.

Viteza $\vec{V}$ nu depinde de mărimile cîmpului electromagnetic, deoarece înlocuind pe $\vec{h}$ în funcție de Φ, se va anula ultimul termen.

Presiunea fluidului p este o funcție armonică, așa cum rezultă din relația (16) prin aplicarea divergenței și ținînd seama de relațiile (13) și (14).

Din (33) se poate observa că $\vec{V}$ este exprimată în funcție de mărimi care pot fi cunoscute. Cu aceasta, mișcarea în prezența unui cîmp magnetic constant este determinată.

Notații

ρ_g, ρ_V — densitatea reală a fazei solide și fluide și, respectiv, densitatea fictivă a fazei solide și fluide
ρ_f, ρ_M

$\vec{V}_g$, $\vec{V}_V$ — viteza fazei solide și a celei fluide
$\pi_g = \sigma_{ij}$ — tensorul tensiune al fazei solide
p — presiunea în fluid

K'_Φ — coeficient de filtrație „redus", legat de coeficientul de filtrație obișnuit K_Φ prin $K'_\Phi = \frac{1-n}{ng} K_\Phi$

$\vec{g}$ — accelerația gravitațională

λ, μ — constantele lui Lamé

$\vec{E}$ — cîmpul electric

$\vec{D}$ — inducția electrică

$\vec{H}$ — cîmpul magnetic

$\vec{B}$ — inducția magnetică

$\vec{J}$ — densitatea de curent electric

q — sarcina specifică

ε — coeficient dielectric

$\bar{\mu}$ — permeabilitatea magnetică

K_i — coeficient adimensional care depinde de mărimea, natura și forma geometrică a porilor

σ — conductivitatea electrică.

Bibliografie

[1] Charles, V. ș.a. *Sur le coefficient de frottement des milieux poreux en magnétodynamique des liquides.* CRAS, A—B, 1968, p. 267.

[2] Charles, V. ș.a. *Etude expérimentale dans le domaine de validité de la loi de Darcy, de l'écoulement d'un liquide visqueux et électroconducteur à travers un milieux poreux isolant en présence d'un champ magnétique transversal.* CRAS, A—B, 1968.

[3] Lazăr, D. *Magnetodinamica fluidelor.* Ed. Acad. R.S.R., București, 1969.

[4] Ene, H. ș.a. *Probleme de teoria filtrației.* Ed. Acad. R.S.R., București, 1973.

[5] Gheorghiță, St. *Metode matematice în hidrogazodinamica subterană.* Ed. Acad. R.S.R., București, 1966.

[6] Gheorghiță, St. *Introducere în hidrodinamica corpurilor poroase.* Ed. Acad. R.S.R., București, 1969.

[7] Teodorescu, P.P. *Dinamica corpurilor liniar elastice.* Ed. Acad. R.S.R., București, 1972.

[8] Teodorescu, P. P. *Teoria elasticității.* Curs predat la Facultatea de matem.-mec., București, 1971—1972.

[9] Liachter, V. M. *Elementi teorii kolebaniia sooru jeniia na vodonasișciovannih gruntah.* Trudi po ghidrotehnike, vol. 54, 1970.

[10] Lazăr, D. *Sur la représentation par solution potentielle de la solution des équations de la magnétothermo-élasto-dynamique.* CRAS, A—B, p. 262, 1966.

(Articol intrat în redacție la 16 aprilie 1974)

Avantajele introducerii în sistemul electroenergetic a stațiilor de înaltă tensiune capsulate în hexafluorură de sulf

Dr. ing. **B. Máthé**,
ing. **Gh. Gavrilă**
și ing. **E. Mihalcea***)

1. Considerații generale

Aglomarerea populației țărilor în centre mari urbane și concentrarea principalilor consumatori de energie electrică pe platforme industriale întinse au pus o serie de probleme noi în fața sistemelor electroenergetice moderne. O parte din aceste probleme sînt legate de exigențele mărite față de *fiabilitatea rețelei de alimentare* cu energie electrică a marilor consumatori în condițiile intensificării poluării atmosferei datorită aglomerării urbane și industriale. O altă parte din problemele menționate se referă la *găsirea unor soluții economice optime* pentru alimentarea cu energie electrică a consumatorilor industriali și casnici-edilitari comasați pe o suprafață relativ mică (unde fiecare metru pătrat de teren are o „valoare de întrebuințare" deosebit de ridicată) cu un *deranj urbanistic sau tehnologic minim posibil.* Aceste cerințe în ultimii zece ani au amorsat la firmele electrotehnice principale din lume o cercetare intensă de asimilare în fabricație a unor noi tipuri de echipamente, celule și stații electrice care să satisfacă cel puțin una din următoarele condiții de bază :

*) Dr. ing. Balàzs Máthé, ing. Gheorghe Gavrilă și ing. Eugen Mihalcea sînt cercetători științifici la ICEMENERG.

a) fiabilitate crescută în mod substanţial fără majorarea cheltuielilor de investiţie;

b) preţ de cost mai redus, fără ca aceasta să se facă în detrimentul calităţii şi fiabilităţii echipamentului şi a staţiei considerate;

c) creşterea considerabilă a fiabilităţii, concomitent cu reducerea cheltuielilor de investiţie necesare realizării staţiei electrice respective faţă de staţii omoloage convenţionale (clasice).

Evident că cea de-a treia condiţie este cel mai greu de satisfăcut, dar este preferată, deoarece ea reprezintă soluţia optimă pentru sistemele electroenergetice moderne.

În căutarea soluţiilor care să satisfacă condiţiile de mai sus, pe plan mondial se conturează două tendinţe principale : realizarea staţiilor din celule prefabricate constînd din echipamente sistem modul şi capsularea (ermetizarea) construcţiilor.

Prima tendinţă se justifică prin necesitatea obţinerii unor staţii uşor adaptabile la nevoi variabile în timp.

Cea de-a doua tendinţă îşi are motivarea în necesitatea de a crea echipamentului electric, condiţii de funcţionare practic independente de mediul ambiant (condiţii de referinţă). După părerea majorităţii covîrşitoare a specialiştilor din străinătate [1], [2], [3], [4], [5], în acest domeniu (în domeniul echipamentului, celulelor şi staţiilor electrice de înaltă şi foarte înaltă tensiune), soluţia optimă este asigurată prin construcţii capsulate în mediu de gaz electronegativ, care s-a dovedit un mediu ideal de izolare, de stingere a arcului electric şi de răcire [6], [7] şi [8].

Industria energiei electrice din R.S.R. se confruntă practic cu aceleaşi probleme de fiabilitate şi de economicitate ca şi cele din ţările avansate, cu deosebirea implicaţiilor care provin din rata mai ridicată de creştere a sistemului electroenergetic român faţă de acestea.

Industria electrotehnică din R.S. România se află în faţa asimilării în fabricaţie a celei de-a treia generaţii de echipament electric de curenţi intenşi, în condiţii specifice. *Prima generaţie de echipament electric de înaltă tensiune* fabricat în România s-a asimilat în condiţiile unei lipse acute de cadre de specialitate şi în condiţiile unor mijloace tehnologice modeste, în perioada anilor 1952—1960, în primul rînd după documentaţie sau modele străine (în special sovietice). Odată cu acumularea experienţei de fabricaţie şi de exploatare, în deceniul care a urmat a fost asimilată în fabricaţie *generaţia a doua de echipament electric de înaltă tensiune*, în primul rînd pe bază de licenţe străine, cumpărate printr-un efort valutar important de la firme electrotehnice de prestigiu internaţional (Delle — Alsthom, Brown Boveri Micafil, ASEA, Elin etc.). În această perioadă au apărut şi unele construcţii originale de echipament electric (transformatoare de măsură turnate în răşini sintetice, transformatoare de putere etc.), fapt care a marcat acumularea unei experienţe proprii suficiente pentru realizarea unor construcţii de echipamente competitive pe piaţa mondială. Concomitet cu aceste acţiuni, în industria electrotehnică în primul rînd, dar şi în industria energiei electrice, s-au luat măsuri radicale pentru crearea unor baze experimentale proprii de cercetări în vederea realizării unor echipamente de calitate superioară şi de fiabilitate crescută. S-au creat condiţii materiale şi de cadre de specialitate pentru ca încă în actualul deceniu să se treacă la fabricarea şi introducerea în sistemul electroenergetic român a *celei de-a treia generaţii de echipament electric de înaltă tensiune*. Tendinţele pe plan mondial, evaluarea necesităţilor, dar şi a posibilităţilor interne arată că în rezolvarea problemelor care se pun la transportul, distribuţia şi utilizarea energiei electrice trebuie să se urmeze o cale nouă, bazată pe echipamente electrice de înaltă şi de foarte înaltă tensiune, realizate după o tehnologie avansată, care diferă radical de cea practicată pînă în prezent la constructorul şi la beneficiarul acestor echipamente. Această cale nouă sau tehnologie avansată se referă la fabricarea şi introducerea masivă în sistemul electroenergetic (la furnizorul de energie electrică) şi, în general, în instalaţiile electrice (la utilizatorul de energie electrică) din R.S.R. a *echipamentelor, celulelor şi staţiilor complet capsulate în hexafluorură de sulf (SF_6) şi a cablurilor sub presiune de SF_6*, care prezintă avantajele tehnice şi economice redate succint în cele ce urmează.

2. Avantaje tehnice

2.1. *Reducerea substanţială a volumului şi a suprafeţei staţiilor (staţii compacte de înaltă şi de foarte înaltă tensiune)*

Staţiile electrice de înaltă şi de foarte înaltă tensiune capsulate în SF_6 ocupă un volum şi o suprafaţă sensibil mai mici decît staţiile convenţionale. Aşa cum rezultă şi din figura 1, reprodusă după prospectul firmei japoneze TOSHIBA, avantajul folosirii staţiilor capsulate în SF_6 se accentuează în cazul tensiunilor foarte înalte (de exemplu 500—750 kV), unde volumul şi suprafaţa ocupată de astfel de staţii sînt chiar cu două ordine de mărime mai mici decît la staţiile convenţionale de exterior.

Evident că reducerea substanţială a gabaritului staţiei creează şi posibilitatea unei micşorări masive a greutăţii echipamentului care trebuie să fie transportat, depozitat, deconservat, montat, demontat, reparat etc.

Tensiunea nominală, kV		66	154	275	500
Tensiunea de ținere la impuls, kV		350	750	1 050	1 800
Volum	Stație cu SF_6, m^3	136	331	414	900
	Stație clasică, m^3	1 360	8 075	28 800	147 696
	Raport, %	10	4,1	1,4	0,6
Suprafață	Stație cu SF_6, m^2	21	36,8	46	90
	Stație clasică, m^2	123,5	475	1 200	3 706
	Raport, %	17	7,8	3,8	2,4

Stații clasice și cu SF_6

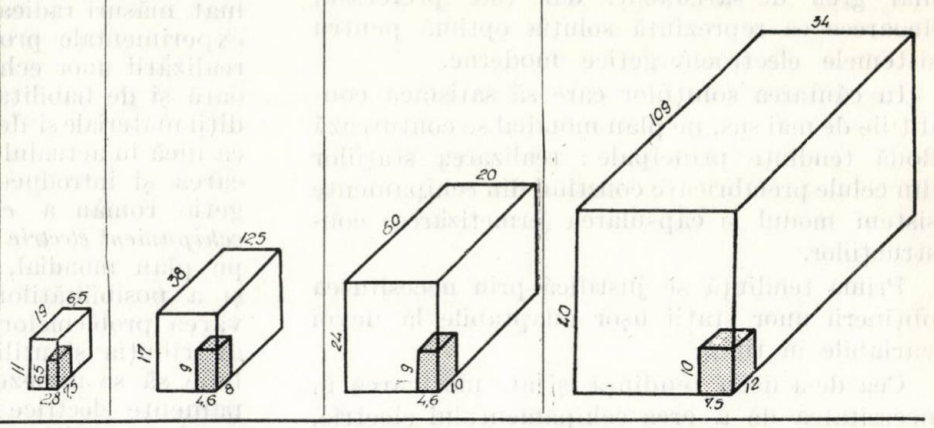


Fig. 1. Suprafețele și volumele ocupate de stațiile capsulate în SF_6 față de stațiile clasice pentru diverse tensiuni nominale (după Toshiba — Japonia).

Performanțe apropiate de cele ale stațiilor compacte japoneze se pot obține și cu echipamentele, celulele și stațiile capsulate asimilate sau în curs de asimilare la firme renumite din Europa occidentală. Astfel, de exemplu, stațiile capsulate de 110 kV livrate de firma BBC din R.F.G. ocupă o suprafață aproximativ egală cu 11%, în execuție verticală (care este optimă în special în cazul stațiilor cu dublu sistem de bare), și un volum de circa 14% față de stațiile convenționale. Spațiile și suprafețele economisite sînt redate în figura 2.

Gabaritul și greutatea redusă a acestor stații permit realizarea unor stații de distribuție de racord adînc (SRA), stații mobile sau deplasabile (pentru centrale electrice, combinate etc.) sau a unor stații subterane (la hidrocentrale, stații de importanță strategică etc.).

2.2. *Eliminarea completă și definitivă a avariilor izolației din stații datorită poluării, depunerilor de chiciură, acțiunii vîntului și datorită biodeteriorării*

În echipamentul electric, celulele și stațiile capsulate în SF_6 se realizează condiții ideale, de referință, pentru izolație. În acest fel se elimină, în mod automat, acele avarii care sînt condiționate de mediul ambiant și de factorii externi de climă. La stațiile capsulate, prin însăși construcția lor (fig. 3), nu au sens avariile, cum ar fi, de exemplu: conturnarea sau străpungerea izolației externe datorită poluării, animalelor (păsări, șobolani etc.), zăpezii, chiciurii, ploii, ceții, sau deteriorarea treptată, progresivă a izolației interne datorită adsorbției (condensării) și absorbției umezelii din aerul ambiant și datorită acțiunii microorganismelor (bacterii, mucegaiuri etc.)

2.3. *Îmbunătățirea radicală a condițiilor de protecție a muncii*

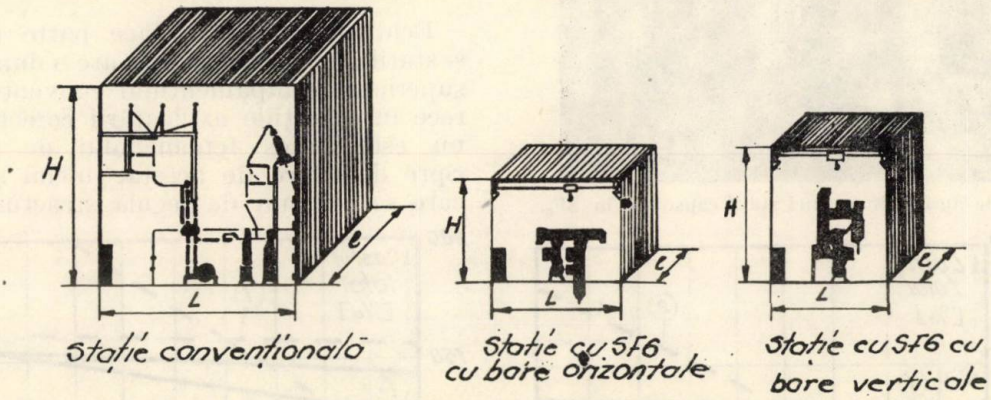
Anvelopa metalică, care înglobează tot echipamentul electric și tot sistemul de bare al stației, este legată galvanic la pămîntul de protecție.

Ermetizarea și capsularea metalică a circuitelor primare și secundare duc la o echipotențializare perfectă în stația cu SF_6, la reducerea la minim a tensiunii de pas și a tensiunii de atingere. În afară de aceasta, anvelopa metalică creează un fel de „cușcă Faraday" pentru căile de curent aflate la tensiuni înalte și străbătute de curenți intenși. În felul acesta personalul de exploatare este ferit de efectele fiziologice nocive ale cîmpurilor magnetice și electrice intense asupra organismului. Utilizarea stațiilor capsulate în SF_6 creează condiții sanitare mai bune și pentru populația care își desfășoară activitatea în apropierea stațiilor, deoarece ele au un grad de silențiozitate în

funcţionare superior staţiilor dotate cu aparataj de comutaţie clasic (de exemplu cu aer comprimat, care poluează cu zgomot intens zona adiacentă).

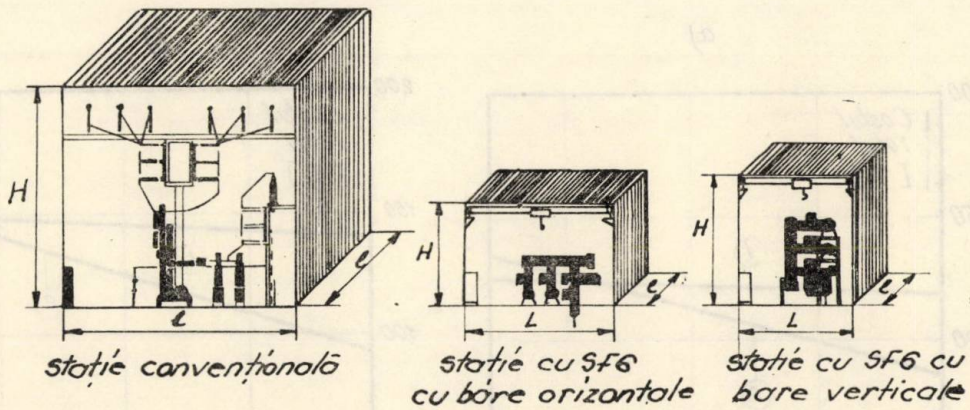
2.4. *Respectarea uşoară a normelor de perturbaţii radioelectrice tolerate*

Anvelopa metalică a staţiilor capsulate în SF_6 reprezintă un ecran electromagnetic cît



Tipul stației	L [m]	l [m]	H [m]	Suprafața ocupată [m²]	[%]	Volumul ocupat [m³]	[%]
Stație convențională	9,0	5,1	9,2	45,9	100	422	100
Stație cu SF6 cu bare orizontale	6,0	2,2	4,8	13,2	29	63,4	15
Stație cu SF6 cu bare verticale	5,0	2,2	6,1	11,0	24	67,1	16

a)



Tipul stației	L [m]	l [m]	H [m]	Suprafața ocupată [m²]	[%]	Volumul ocupat [m³]	[%]
Stație convențională	11,0	5,1	10,5	56,1	100	589	100
Stație cu SF6 cu bare orizontale	7,0	2,2	4,8	15,4	27	74	12,5
Stație cu SF6 cu bare verticale	5,2	2,2	6,2	11,5	20	71	12

b)

Fig. 2. Suprafeţele şi volumele ocupate de staţiile capsulate în SF_6 (cu bare orizontale şi, respectiv, verticale), faţă de staţiile convenţionale pentru sistem simplu a), respectiv dublu b) de bare, la 110 kV (după BBC — R.F.G.).

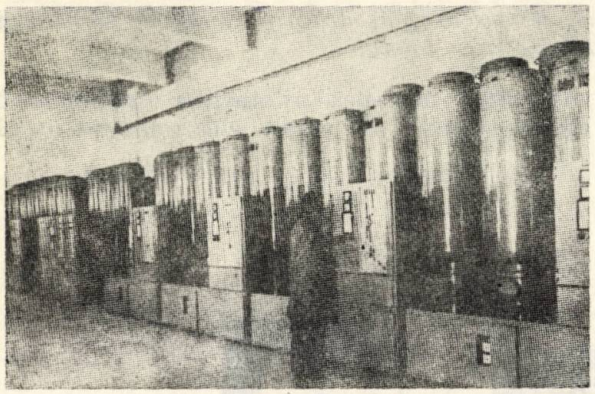


Fig. 3. Vedere de ansamblu a unei stații capsulate în SF_6.

se poate de perfect pentru asigurarea condițiilor de liniște electromagnetică impuse de recomandările internaționale (CITT, CISPR, NEMA etc.) sau de prescripțiile românești (de exemplu STAS 6048—71).

2.5. *Creșterea duratei de viață a echipamentului*

Echipamentul care face parte din celulele și stațiile capsulate în SF_6 are o durată de viață superioară echipamentului convențional, deoarece în condițiile exploatării corecte acest gaz nu este supus fenomenului de îmbătrînire. Spre deosebire de acesta, uleiul și hîrtia din care se compun de regulă structurile izolante

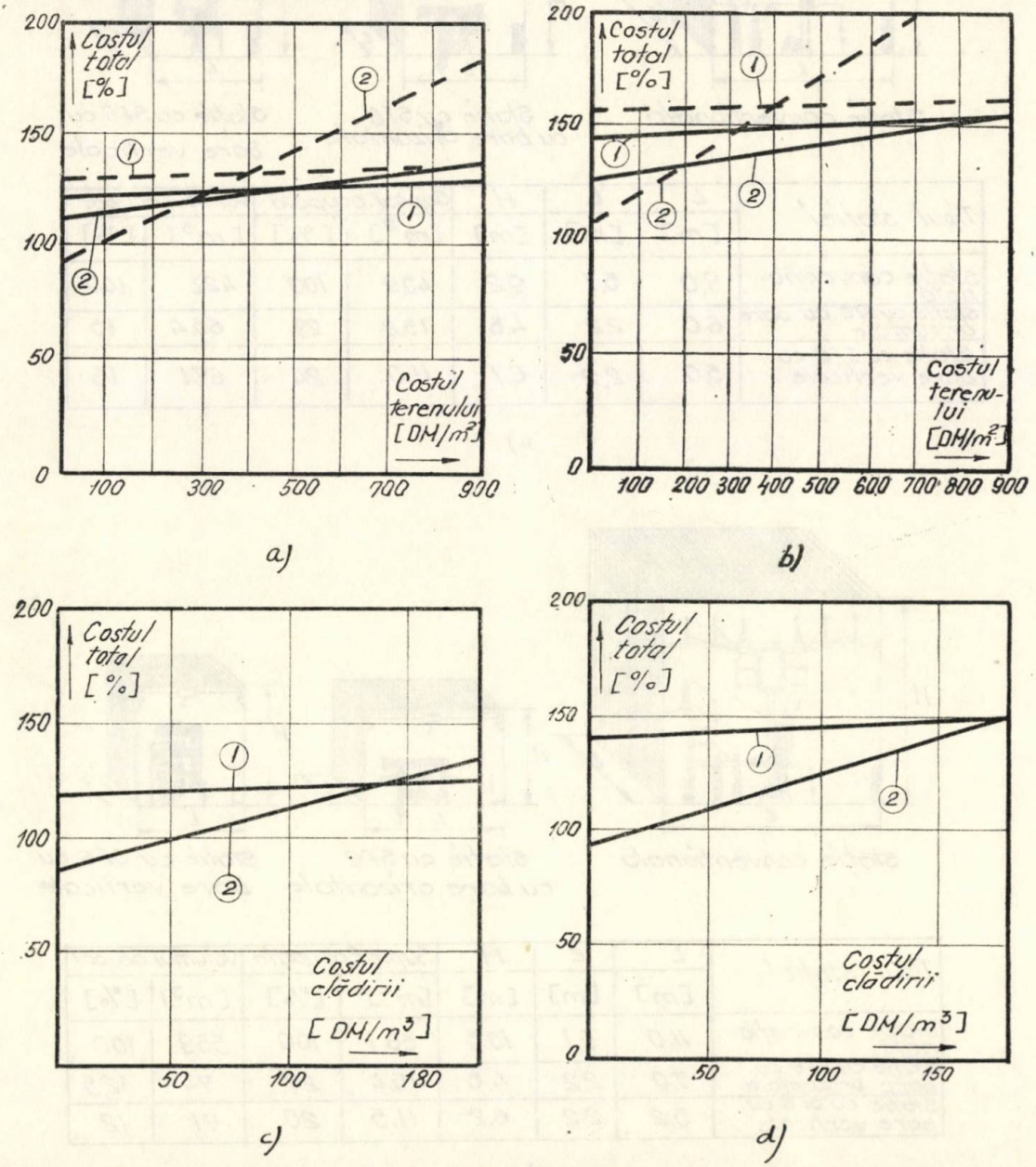


Fig. 4. Modul de variație a cheltuielilor de investiție funcție de costul terenului *a*) și *b*) și de costul clădirii *c*) și *d*) pentru o stație clasică și alta capsulată în SF_6, de 110 kV.

Costul specific al clădirii în cazurile *a*) și *b*): 125 DM/m³. Costul specific al terenului în cazurile *c*) și *d*): 200 DM/m². Cazurile *a* și *c*): sistem simplu de bare. Cazurile *b*) și *d*): sistem dublu de bare; _____ stație de interior; ..... stație de exterior; *1* — stație capsulată în SF_6; *2* — stație clasică cu separatoare rotative (după Siemens — R.F.G.).

ale echipamentului electric de înaltă tensiune suferă în timpul exploatării un proces de îmbătrînire (datorită solicitărilor termice îndelungate), sau de obosire (datorită solicitării combinate cu cîmp electric, termic, cîmp de forţă etc. şi datorită fenomenelor fizico-chimice de degradare).

2.6. *Îmbunătăţirea comportării la foc a staţiilor electrice*

Hexafluorura de sulf este un gaz electronegativ, necombustibil (nu se aprinde, nu arde şi nu întreţine arderea). În mediu de SF_6 nu poate să aibă loc un incendiu cu toate consecinţele sale păgubitoare, cunoscute în sistemul electroenergetic care are echipament electric clasic.

3. Avantaje economice

3.1. *Micşorarea cheltuielilor de investiţie datorită reducerii terenului ocupat de staţie*

În aglomerările urbane şi industriale, terenul are o mare valoare de întrebuinţare. În ţările capitaliste acest fapt se reflectă prin costul ridicat al terenului, care poate să atingă zeci şi uneori sute de $/m^2$. Astfel, de exemplu, în R.F.G. costul terenului în unele zone a depăşit deja şi cifra de 1 000 DM/m². Dacă se ţine seama şi de acest aspect, staţiile capsulate se realizează prin cheltuieli de investiţie mai mici în ţările capitaliste decît staţiile corespunzătoare convenţionale, aşa cum rezultă şi din figura 4. Evident că pentru un teren mai scump, soluţia bazată pe staţie capsulată devine mai avantajoasă din punct de vedere economic.

Scara pe ordonată în figură este aleasă în mod arbitrar şi permite compararea unei soluţii cu celelalte, fiind valabilă pentru toate cele patru familii de curbe reprezentate în figură. Trebuie menţionat, de asemenea, că curbele din figură se referă la echipamente capsulate relativ scumpe (de cel puţin două ori mai scumpe decît cele convenţionale), la preţul ridicat de desfacere, apărut pe piaţa mondială, de acum circa 8 ani.

Ponderea ridicată a costului terenului în costul total al staţiilor convenţionale faţă de cele capsulate este ilustrată şi prin procentele din tabelul 1 [9], de asemenea în condiţiile unor costuri ridicate pentru echipament.

În tabel, pentru referinţă (100 %) s-a luat costul unei staţii interioare complet capsulate.

Trebuie menţionat că tendinţa de creştere permanentă a costurilor terenului şi de micşorare relativă a costului echipamentului (vezi fig. 5 [10]), în condiţiile concurenţei pe piaţa mondială, va trebui să ducă inevitabil la afirmarea, pe zi ce trece mai clară, a staţiilor capsulate în SF_6, nu numai din punct de vedere tehnic, dar şi economic.

Tabelul 1

Elemente comparative de cost ale unor staţii de 245 kV

Tipul staţiei \ Componenţa cheltuielilor de investiţie		Echipament, %	Teren, %	Construcţie industrială, %	Total, %
Staţie exterioară de tip convenţional		51	54	—	105
Staţie parţial capsulată în SF_6		107	5	14	126
Staţie complet capsulată în SF_6	De tip exterior	94	4	—	98
	De tip interior	94	1	5	100

3.2. *Micşorarea cheltuielilor de investiţie datorită reducerii cheltuielilor de construcţie şi montaj*

Atît în ţările socialiste cît şi în cele capitaliste, caracterul compact al staţiilor capsulate în SF_6, gabaritul şi greutatea mult redusă a acestor staţii faţă de cele convenţionale duc la micşorarea substanţială a cheltuielilor de investiţii prin reducerea esenţială a cheltuielilor de construcţii şi de montaj şi prin micşorarea costurilor de amenajare a terenului.

Evaluarea cheltuielilor de construcţii pentru staţiile capsulate şi convenţionale se face pe baza coeficienţilor k_s şi k_v, care reprezintă raportul dintre suprafeţele, respectiv volumele ocupate de staţiile considerate, adică :

$$k_s = \frac{S_{conv}}{S_{caps}} \qquad (1)$$

$$k_v = \frac{V_{conv}}{V_{caps}}. \qquad (2)$$

unde

S_{conv} şi S_{caps} reprezintă suprafaţa ocupată de staţia convenţională, respectiv de staţia capsulată în SF_6 ;

V_{conv} şi V_{caps} — volumele ocupate de aceleaşi staţii.

Valoarea orientativă a acestor coeficienţi variază în funcţie de tensiunea nominală a staţiei, conform figurii 6. Evident că în cazuri concrete calculul tehnico-economic trebuie să fie orientat după suprafeţele şi volumele cît se poate de exacte ale staţiilor şi după costurile specifice ale construcţiilor (de exemplu, cheltuielile specifice de construcţii în R.F.G., în cazul staţiilor electrice, sînt considerate egale cu 125 DM/m³).

Calcule similare au fost efectuate şi de proiectanţii sovietici [11] de la institutul Hidroelektroproekt din Leningrad pentru două centrale hidroelectrice de 220 kV din Siberia, unde costul

terenului este neglijabil. Elementele comparative de cost sînt redate în tabelul 2, din care rezultă economii substanţiale la lucrările de construcţii la staţiile capsulate din cele două centrale hidroelectrice CHE-1 şi CHE-2.

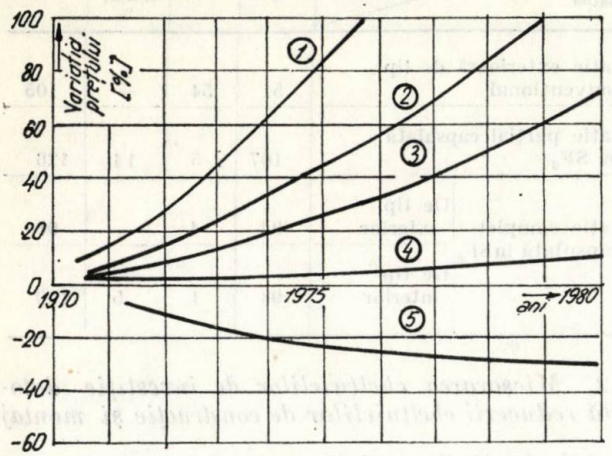


Fig. 5 Variaţia în timp a părţilor componente ale costurilor de investiţie în cazul staţiilor electrice:

1 – costul terenului; *2* – costul construcţiilor; *3* cheltuieli de construcţii-montaj; *4* – costul materialelor de montaj; *5* – costul utilajelor.

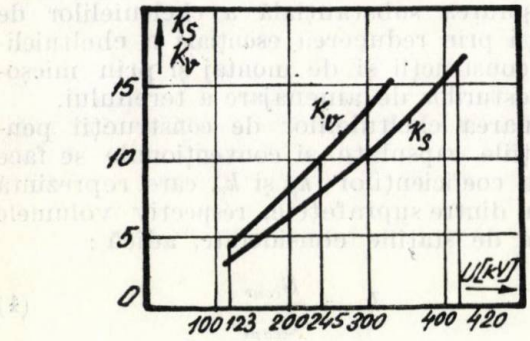


Fig. 6. Variaţia coeficientului k_s şi k_v pentru evaluarea cheltuielilor de construcţie în funcţie de tensiunile nominale ale staţiilor.

Tabelul 2

Elemente comparative de cost ale unor staţii de 245 kV (U.R.S.S.)

Tipul staţiei / Componentele cheltuielii de investiţie		Echipament + montaj, %	Teren, %	Construcţii industriale + amenajări teren, %	Total, %
CHE-1	Staţie interioară de tip convenţional	100	—	495	595
	Staţie capsulată în SF_6	200	—	35	235
CHE-2	Staţie interioară de tip convenţional	100	—	355	455
	Staţie capsulată în SF_6	200	—	27	227

Economiile substanţiale la cheltuielile de construcţie, specificate în tabelul 2, rezultă în primul rînd din reducerea volumului construcţiilor (169.000 m³ clădire în cazul CHE – 1 şi 178.000 m³ clădire în cazul CHE – 2) de circa 20 ori datorită utilizării echipamentului capsulat în SF_6. Din tabel rezultă că, deşi echipamentul capsulat costă de 2 ori mai mult decît cel convenţional, staţia de distribuţie capsulată în condiţiile specifice din U.R.S.S. va fi realizată cu cheltuieli de 2–2,5 ori mai mici în varianta cu staţie capsulată decît în varianta cu staţie clasică.

Trebuie menţionat că lucrările de montaj şi de punere în funcţiune a unor staţii capsulate sînt mult reduse faţă de cele convenţionale, deoarece celulele capsulate în SF_6 ajung, de regulă, pînă la 220 kV inclusiv, complet montate şi reglate în condiţiile platformei de încercări a fabricii constructoare. Sistemul de tip modul al acestor staţii permite reducerea substanţială a lucrărilor de montaj, cel puţin la jumătate faţă de timpul montării şi punerii în funcţiune a echipamentelor clasice.

3.3. *Economii legate de schemele de protecţie ale staţiei*

La staţiile convenţionale de exterior, racordate la linii electrice aeriene, cheltuieli importante se fac pentru protecţia echipamentului staţiei contra loviturilor directe de trăsnet (paratrăsnete) şi contra undelor incidente de supratensiuni atmosferice (descărcătoare) dinspre LEA. Staţiile în SF_6, capsulate metalic, legate solid la reţeaua de pămîntare sînt racordate în general la liniile în cablu (racordurile adînci în aglomerările urbane sau industriale şi în cazul centralelor hidroelectrice, de regulă, se realizează prin cablu), fiind în situaţii deosebit de favorabile din acest punct de vedere.

Anvelopa metalică, care „ecranează" circuitele primare şi secundare ale staţiei capsulate, creează posibilităţi serioase de economisire a mijloacelor de protecţie (filtre, translatoare, eclatoare etc.) a circuitelor secundare, a cablurilor fir pilot, a circuitelor de telecomunicaţie din staţie, împotriva unor potenţiale înalte, apărute pe cale inductivă, capacitivă sau rezistivă, datorită curenţilor homopolari sau datorită curenţilor de trăsnet. Evaluarea acestor economii trebuie să constituie obiectul unor cercetări aparte.

3.4. *Reducerea lucrărilor de proiectare la beneficiar*

Staţiile capsulate reprezintă o combinaţie corespunzătoare a unor celule prefabricate tip, compuse din module prevăzute cu flanşe de racord unificate, care permit realizarea oricărei combinaţii de celule direct pe platforma de montaj final a fabricii constructoare. Din aceleaşi motive, sistemul modular creează posibilităţi uşoare de extindere sau de adaptare la nevoi variabile în timp în condiţiile exploa-

tării, fără prestarea unor lucrări voluminoase de proiectare sau de execuţie din partea beneficiarului (M.E.E.) deoarece o mare parte dintre acestea, prin natura lucrurilor, se execută la constructor (M.I.C.M.).

3.5. *Reducerea cheltuielilor de exploatare-întreţinere*

Staţiile capsulate în SF_6 funcţionează de regulă fără personal de exploatare. Astfel de staţii sînt vizitate lunar sau la perioade mai lungi pentru constatarea unor anomalii care pot să aibă loc din cauza neetanşeităţilor (pierderile de gaz sînt foarte mici, de exemplu : 2% din cantitatea totală în timp de 5 ani, la echipamentul fabricat de firma Siemens), a condensării umezelii pe suprafeţele izolante sau a apariţiei unor produse secundare deranjante ale SF_6, datorită descărcărilor parţiale, variaţiei inadmisibile a presiunii, temperaturii sau a densităţii gazului etc.

Gospodăria gazului SF_6 fiind perfect etanşă (în circuit închis), complet automatizată şi de volum sensibil mai mic decît gospodăriile de ulei şi/sau de aer comprimat din staţiile convenţionale, scuteşte personalul de exploatare de munci istovitoare de întreţinere (ca, de exemplu, ungerea izolatoarelor cu vaselină siliconică sau minerală, spălarea izolatoarelor sub tensiune sau fără tensiune, uscarea, filtrarea sau regenerarea uleiului etc.).

Vizitarea staţiei la perioade mari de timp pentru control, sau pentru efectuarea unor lucrări cu caracter profilactic, duce la micşorarea indiscutabilă a cheltuielilor de exploatare faţă de cele corespunzătoare la staţiile clasice cu personal permanent de supraveghere şi de întreţinere. Evaluarea economiilor în acest domeniu trebuie să facă de asemenea obiectul unor studii aparte.

3.6. *Economii rezultate din reducerea pierderilor de energie*

Reducerea substanţială a volumului şi suprafeţei ocupate de staţiile capsulate în SF_6 este însoţită de micşorarea esenţială a lungimii căilor de curent primare şi secundare, a jocurilor de bare etc.

Într-o staţie clasică de înaltă tensiune, lungimea liniară a acestor căi de curent atinge mii de metri, pe cînd într-o staţie capsulată aceste lungimi şi deci pierderile de energie sînt considerabil mai mici. În condiţiile racordării staţiei capsulate la linia de cablu cu gaz SF_6 sub presiune, pierderile totale care însoţesc alimentarea cu energie electrică a marilor consumatori se reduc şi mai substanţial (liniile electrice realizate cu cabluri în SF_6 se caracterizează prin pierderi dielectrice şi capacităţi electrostatice extrem de reduse faţă de soluţiile de racord prin LEA şi LES convenţionale).

În cele de mai sus au fost prezentate numai avantajele introducerii staţiilor de înaltă tensiune şi foarte înaltă tensiune capsulate în hexafluorură de sulf. Evident că în luarea deciziei de asimilare, parţială sau integrală, în fabricaţie a unor astfel de instalaţii trebuie să se ţină cont de o serie de dezavantaje sau implicaţii care vor însoţi introducerea noii tehnici în sistemul electroenergetic al R.S.R. (cel puţin la începutul perioadei), şi anume :

a) Costul ridicat (aproximativ dublu) al echipamentului propriu-zis.

b) Exigenţe crescute faţă de materialele şi tehnologiile utilizate în fabricaţia modulelor (metale fără pori microscopici, piese turnate din răşini epoxidice fără alveole, garnituri de calitate superioară etc.).

c) Exigenţe crescute în exploatare (pierderea gazului şi pătrunderea umezelii în gaz poate să reducă sensibil performanţele SF_6).

După opinia autorilor, deficienţele menţionate pot fi şi trebuie să fie surmontate deoarece :

— *constructorul* („Electroputere" - Craiova) dispune în prezent de o bază de cercetare (laborator de mare putere şi de înaltă tensiune) de performanţe superioare faţă de firmele de specialitate din Europa care au realizat primele celule capsulate cu SF_6;

— *utilizatorul* are o experienţă pozitivă (de circa 7 ani) în ceea ce priveşte exploatarea instalaţiilor cu SF_6 (CTE Fîntînele).

Pe de altă parte, numai pentru realizarea racordurilor adînci în oraşele principale ale ţării, precum şi pentru rezolvarea completă şi definitivă a problemei poluării izolaţiei pe marile platforme industriale, este necesar un număr important de astfel de celule.

4. Concluzii

4.1. Din cele expuse rezultă că introducerii echipamentelor, celulelor şi staţiilor capsulate în hexafluorură de sulf în sistemul electroenergetic al României trebuie să i se acorde o atenţie prioritară, deoarece prin această acţiune se rezolvă o serie de probleme de maximă importanţă pentru M.E.E., legate de îmbunătăţirea siguranţei de funcţionare în alimentarea marilor şi micilor consumatori în zonele cu aglomerări urbane şi industriale, concomitent cu reducerea cheltuielilor de investiţie.

4.2. Pentru luarea unor decizii corespunzătoare în ceea ce priveşte introducerea noii tehnologii, pentru acumularea şi adîncirea cunoştinţelor în acest domeniu şi în general pentru „pregătirea terenului" în vederea confruntării personalului tehnico-ingineresc cu staţiile capsulate în SF_6, se consideră utilă organizarea unui schimb de opinii într-un cerc cît mai larg de specialişti, materializat prin discuţii şi articole referitoare la această problemă, în revista de specialitate a M.E.E.

Bibliografie

[1] Suiter, H. *Der Einsatz der SF_6—Technik in Anlagen der Energieversorgung.* In: ETZ—A, 94, 1973, nr. 7, p. 413-418.

[2] Stübler H. *Hochspannungsschaltgeräte und Schaltanlagen.* În: VDI — Z, 115, 1973, nr. 10, p. 796—797.

[3] Kulik, P. *Hochspannungs-Schaltanlagen. Ein Rückblick auf die Hannover-Messe 1973.* În: Elektrizitätswirtschaft, 72, 1973, nr. 13, p. 420—421.

[4] Heidelberg, W. *Anlagentechnik mit neuartigen 110 kV — Schaltgeräten.* În: Techn. Mitt. AEG — Telefunken, 63, 1973, nr. 4, p. 161—167.

[5] * * * *La haute tension à l'ère du SF_6, le „Fluobloc".* În: Rev. Compagnie gén. élec., 1973, nr. 1, p. 5—19.

[6] * * * *Sulphur hexafluoride news,* 2, february 1968, Montecatini Edison S.p.A. Milano (Italy).

[7] * * * *Sulfur hexafluoride news,* 3, may 1969, 42 p., Montedison S.p.A. Milano (Italy).

[8] Müller, B. *Schwefelhexafluorid als Lichtbogen — Löschmedium.* În: E.T.Z. — A, 94, 1973, nr. 7, p. 391—395.

[9] Chierichetti, C., ş.a. *H.V. metal clad switchgear.* CIGRE, 1966, rap. 123.

[10] Leva, E. *Sottostazioni per alte e altissime tensioni nel prossimo futuro: apparecchiatura compatta in SF_6 o apparecchiatura tradizionale?* În: Elettrotecnica, 60, 1973, nr. 8, p. 761—769.

[11] Poltev, A. I. *Elegazovie apparati.* Editura Energhiia, Leningrad, 1971.

(Articol intrat în redacție la 12 ianuarie 1974)

Ecuațiile de funcționare a generatorului sincron reprezentat în forma cea mai generală. Includerea fenomenelor din miezul magnetic

Dr. ing. **O. Crișan***)

1. Necesitatea considerării fenomenelor din miezul magnetic. Principii de reprezentare

Considerentele economice impun utilizarea la maximum a capacității de încărcare a generatoarelor sincrone, ceea ce implică cunoașterea și includerea corectă și completă în calcule a tuturor fenomenelor ce au loc în mașină.

Teoria liniară a mașinii sincrone, ca o teorie fundamentală, descrie suficient de exact procesele esențiale ce au loc în mașină în regimurile de bază, în primul rînd în regimul normal. Există însă o gamă largă de procese, în special tranzitorii, în care efectul miezului magnetic se face simțit într-o măsură mai importantă și acesta trebuie luat în considerare [1], [2]. Astfel, procesele de autosincronizare, funcționarea capacitivă, scurtcircuitele etc. nu pot fi descrise analitic complet prin neglijarea fenomenelor din fier. Alte regimuri, cum ar fi mersul în asincron la un turbogenerator, prin pierderea excitației, nu pot fi teoretic explicate, dacă se neglijează efectul miezului magnetic.

Prezența miezului magnetic determină manifestarea unor fenomene predominant neliniare — curenții turbionari, saturația și histereza magnetică—a căror considerare complică foarte mult calculele de regimuri.

În cadrul lucrării se propune o reprezentare generală pentru mașina sincronă și ecuațiile corespunzătoare.

Referitor la includerea fenomenelor din miez, se vor avea în vedere următoarele obiective:

— se vor urmări efectele rezultante macroscopice, cu caracter energetic, ale fenomenelor determinate de prezența miezului magnetic; deci nu se vor aborda detalii intime, cu caracter local ale cestor fenomene;

— se vor căuta forme simple de echivalare a fenomenelor amintite, ușor de inclus și de mînuit la analiza regimurilor (cum ar fi înfășurările echivalente);

— se va urmări ca modelul matematic și reprezentarea mașinii echivalente să permită includerea unor elemente noi, ce se vor clarifica pe parcurs de către cercetarea fundamentală (de exemplu modelarea matematică a fenomenului de histereză magnetică);

— se urmărește ca, în funcție de datele care există la dispoziție, de necesități, de mijloacele de calcul etc., să existe posibilitatea de a se neglija fără dificultate unii factori cuprinși în reprezentarea generală, aceasta putîndu-se reduce direct chiar la forma dată de teoria clasică.

2. Considerarea fenomenelor neliniare introduse de miezul magnetic

2.1. *Curenții turbionari*

Deoarece circuitul magnetic al mașinii posedă permeabilitate magnetică finită și conductibilitate electrică finită, în orice volum elementar al miezului va fi indusă o tensiune electromotoare proporțională cu variația în timp a fluxului, tensiune care va determina formarea curenților turbionari în miez. Acești curenți sînt astfel orientați încît să determine o tensiune magnetomotoare care se opune variației fluxului inițial. Ca efect, fluxul rezultant își modifică valoarea și faza față de cazul în care acești curenți turbionari lipsesc. De asemenea, în miezul magnetic au loc pierderi de energie, în rezistența echivalentă circuitelor curenților turbionari.

Determinarea exactă a valorii curenților turbionari, a repartiției lor în mașină, determinarea efectului lor rezultant etc. constituie o problemă extrem de dificilă; valoarea acestor curenți și repartiția lor depinde, prin relații complicate, de un număr mare de factori, cum ar fi: valoarea locală a inducției, frecvența

* Dr. ing. Ovidiu Crișan este conferențiar la Catedra de electroenergetică, Institutul politehnic Timișoara.

de variaţie a inducţiei şi modul de variaţie a inducţiei, dimensiunile şi forma volumului în care se manifestă fenomenele, proprietăţile electrice şi magnetice ale miezului etc. [3], [4, p. 150—155].

2.1.1. *Reprezentarea curenţilor turbionari.* Se adoptă reprezentarea curenţilor turbionari prin înfăşurări echivalente scurtcircuitate. În favoarea acestei reprezentări se aduc următoarele argumente:

— ea permite includerea simplă a efectelor curenţilor turbionari în schema maşinii echivalente şi în ecuaţiile generale;

— curenţii turbionari au un caracter rotaţional în raport cu fluxul care îi provoacă şi, ca urmare, ei parcurg circuite închise, cuprinse în întregime în miezul magnetic;

— în cazul circuitelor magnetice simple, se demonstrează că efectul curenţilor turbionari este acelaşi ca şi al unui secundar scurtcircuitat [5, p. 32], [6, p. 114, 555], [7]. Primarul se consideră fără dispersie, iar circuitul echivalent secundar se caracterizează printr-o dispersie ce depinde de forma secţiunii şi proprietăţile magnetice ale materialului şi a cărei valoare este cuprinsă în intervalul 16—33% [5, p. 31], [7], [8].

Raportul X/R al circuitului echivalent este proporţional cu suprafaţa secţiunii transversale a miezului, iar la gama de frecvenţă obişnuită şi miez executat din tole, $X \ll R$ [5, p. 32], [6, p. 109], [7]. Circuitul echivalent determinat de primar+secundarul echivalent posedă o constantă de timp rezultantă egală cu suma constantelor de timp a celor două circuite componente (deci curenţii turbionari vor determina încetinirea oricărei variaţii de flux magnetic [6, p. 555]);

— curba cuplului electromagnetic al turbogeneratoarelor cu înfăşurarea de excitaţie deschisă, funcţionînd în asincron, rezultă experimental asemănătoare cu curba cuplului funcţie de alunecare a maşinii de inducţie, prezenţa curenţilor turbionari avînd un efect asemănător cu al coliviei de amortizare [1], [2], [9], [10]; această concluzie este confirmată şi de rezultatele teoretice obţinute prin utilizarea unei teorii riguroase de cîmp electromagnetic [2], [7], [9], [11], [12].

Pe baza celor amintite, curenţii turbionari se vor reprezenta prin circuite închise, după fiecare axă, atît în stator cît şi în rotor. Parametrii acestor circuite se vor considera constanţi pentru o anumită categorie de probleme care se studiază (stabilitate, scurtcircuit etc.).

În rotor, reprezentarea curenţilor turbionari prin înfăşurări scurtcircuitate corespunde cu efectul acestor curenţi de secundar în scurtcircuit.

În stator, introducerea înfăşurărilor scurtcircuitate rotitoare, după cele două axe, transpus în coordonatele de fază, corespunde cu reprezentarea curenţilor turbionari prin trei înfăşurări scurtcircuitate, cu axele suprapuse cu axele fazelor statorice.

2.1.2. *Efectele curenţilor turbionari din stator şi rotor.* Există diferenţe calitative şi cantitative între curenţii turbionari statorici şi rotorici şi efectele lor.

În stator, curenţii turbionari se produc atît la funcţionarea în regim staţionar cît şi la funcţionarea în regim tranzitoriu, din cauza cîmpului magnetic învîrtitor care străbate statorul. În regimul tranzitoriu, la cîmpul rotitor (cu amplitudine constantă la regim staţionar) se adaugă variaţia în timp a cîmpului, ca valoare. Din cauză că variaţia în timp a amplitudinii cîmpului magnetic rotitor la regim tranzitoriu nu este de obicei mult mai rapidă decît variaţia obişnuită a cîmpului datorită rotaţiei; din cauză că miezul statoric este confecţionat din tole; din cauză că curenţii turbionari în stator există şi în regim staţionar, efectul determinat de curenţii turbionari statorici suplimentari în timpul proceselor tranzitorii este de obicei redus.

În schimb, în rotor, la funcţionare normală, fluxul nu se modifică şi deci nu se induc curenţi turbionari. Dar la orice regim tranzitoriu apare o modificare în timp a fluxului rotoric şi curenţii turbionari se manifestă imediat. Deci, din cauză că în rotor diferenţa între valoarea curenţilor turbionari la regim staţionar cu turaţie sincronă şi valoarea curenţilor la un regim tranzitoriu este mare (de la zero la o valoare finită), curenţii turbionari rotorici vor juca un rol important în regimurile tranzitorii.

În plus, rotorul (şi în primul rînd la turbogeneratoare) este confecţionat din miez masiv şi deci rezistenţa echivalentă circuitelor corespunzătoare curenţilor turbionari este mult mai redusă decît în stator. Ca urmare, la aceeaşi variaţie de flux, curenţii turbionari rotorici echivalenţi vor avea o valoare mult mai mare decît cei din stator.

Rezultă deci că în cazul simplificării schemei echivalente generale a maşinii sincrone sau a ecuaţiilor acesteia, se va renunţa mai întîi la înfăşurările echivalente curenţilor turbionari statorici, aceştia avînd un efect mai redus.

2.2. *Saturaţia şi histereza magnetică*

Magnetizarea miezului se produce după o lege neunivocă, care în cazul unei magnetizări periodice se transpune prin curba de histereză, situată în jurul curbei de medie magnetizare ce exprimă fenomenul de saturaţie.

Existenţa saturaţiei are o influenţă importantă la funcţionarea maşinii sincrone, în special la unele regimuri, cum ar fi funcţionarea pe sarcină capacitivă, funcţionarea cu

reglaj de tensiune etc. [6, p. 617—645], [13, p. 33], [14].

Dintre efectele prezenței saturației se amintesc :

— modificarea formei cîmpului magnetic din întrefier față de forma teoretică presupusă sinusoidală ;

— modificarea întrefierului mediu echivalent ;

— dependența caracteristicii de magnetizare de înfășurarea care produce cîmpul ;

— decalajul axei magnetice a polilor sub influența reacției transversale a indusului ;

— deformarea curbei curentului în funcție de timp, în special în regimurile tranzitorii, față de cazul neglijării saturației, determinînd creșterea vitezei de variație a curentului.

Dacă curba de medie magnetizare se poate considera unică, efectul fenomenului de histereză magnetică depinde de un număr mare de factori, cum ar fi istoria magnetizării, valoarea momentană a inducției, viteza de variație a curentului de magnetizare, sensul de variație a curentului de magnetizare față de punctul de funcționare considerat, valoarea maximală a inducției, temperatura, calitățile materialului etc. [15], [16, p. 20]. [17, p. 19], și exprimarea analitică sau grafică a acestui efect pentru cazul general este încă neelucidată [15], [18].

Prezența fenomenului de histereză magnetică la mașina sincronă determină următoarele efecte specifice importante :

— existența unui flux remanent în întrefier chiar în lipsa curentului de magnetizare :

— existența unei relații neliniare și neunivoce între fluxul în întrefier și curentul de magnetizare, dependentă de istoria magnetizării.

2.2.1. *Includerea fenomenului de saturație*

În ecuațiile mașinii, fenomenul de saturație magnetică se va lua în considerare prin utilizarea coeficientului de saturație.

Această metodă prezintă următoarele avantaje :

— se menține forma liniară a ecuațiilor înfășurărilor ;

— este sugestivă și ușor de mînuit ;

— valoarea coeficientului de saturație în funcție de starea de magnetizare se poate obține direct din caracteristica de magnetizare a mașinii, care este dată.

În conformitate cu această metodă, reactanțele utile saturate, X_s, se exprimă în funcție de reactanțele utile nesaturate, X_n, sub forma :

$$X_s = K \cdot X_n \qquad K \leqslant 1 \tag{1}$$

La aplicarea acestei metode se admit următoarele ipoteze [19], [20], [21]:

— reactanța de dispersie se presupune constantă și independentă de saturație ;

— saturația se presupune că este determinată de fluxul rezultant din întrefier. Fluxul rezultant în întrefier se presupune că rezultă același la aceeași t.m.m. rezultantă, în sarcină sau la mers în gol.

Pentru a se obține valorile coeficientului de saturație se utilizează caracteristica de magnetizare și caracteristica întrefierului pentru mașină, după o anumită axă ; coeficientul de saturație se obține ca raportul între valoarea saturată și nesaturată a fluxului din întrefier, la o valoare dată a tensiunii magnetomotoare [20] :

$$K = \left(\frac{\Phi_{sat}}{\Phi_{nes}}\right)_{I=\text{const.}} =$$

$$= \frac{\text{reluctanța magnetică teoretică, fără părți saturate}}{\text{reluctanța magnetică reală, cu unele părți saturate}} =$$

$$= \frac{\begin{array}{l}\text{partea din reluctanța întrefierului care nu este afectată de modificarea valorii și formei cîmpului, modificare cauzată de saturația miezului} \\ + \text{partea din reluctanța întrefierului (constantă) care la considerarea saturației își modifică valoarea din cauza modificării formei și valorii cîmpului} \\ + \text{partea din reluctanța fierului (nesaturată) care nu-și modifică valoarea odată cu modificarea fluxului, în domeniul de funcționare considerat} \\ + \text{partea din reluctanța fierului (nesaturată) care va fi afectată de saturație în domeniul de funcționare considerat}\end{array}}{\begin{array}{l}\text{— ” —} \\ + \text{valoarea reală a acestei componente în punctul de funcționare} \\ + \text{— ” —} \\ + \text{valoarea reală, saturată, a acestei componente}\end{array}} =$$

$$= \frac{C_1 + f_1 + C_2 + f_2}{C_1 + f_1(\Phi) + C_2 + f_2(\Phi)} = f(\Phi) \leqslant 1 \tag{2}$$

În general este necesar să se determine variația ceficientului de saturație, după fiecare axă. În acest caz se va adopta mai întîi o ipoteză referitoare la modul de influențare a coeficientului de saturație de către componentele fluxurilor, în cele două axe. În general:

$$K_d = f_d(\Phi_d, \Phi_q), \quad K_q = f_q(\Phi_d, \Phi_q) \quad (3)$$

De obicei, în cazul turbogeneratoarelor, se presupune că cele două axe sînt afectate identic de saturație [20], [22], [23]:

$$K_d = K_q = f(\sqrt{\Phi_d^2 + \Phi_q^2}). \quad (4)$$

Dacă nesimetria rotorului după cele două axe este pronunțată, se vor folosi relații de forma (3).

La mașinile cu poli aparenți, de obicei se neglijează saturația după axa q și deci se adoptă [21]:

$$K_d = f_d(\Phi_d); \; K_q = 1. \quad (5)$$

2.2.2. *Includerea fenomenului de histereză magnetică.* Pentru a justifica modul de reprezentare a fenomenului de histereză magnetică se analizează variația curentului real și a curenților de calcul, pentru o formă dată a variației fluxului în întrefier (fig. 1).

Pentru a se obține prin calcul valoarea corectă a fluxului în întrefier și considerînd funcționarea pe curba de medie magnetizare, curentul ar trebui să se modifice conform cu componenta i_s din figura 1. În realitate, la aceeași variație a fluxului în întrefier, curentul real are alura dată de i_{real}. Pentru a se păstra o variație corectă a fluxului în intrefier și a curentului real de magnetizare, dacă se presupune că se funcționează pe curba de medie magnetizare, este necesar să se introducă un curent de calcul, i_h, astfel încît să fie îndeplinită în orice moment relația:

$$i_{real} + i_h = i_s, \quad (6)$$

de unde rezultă valoarea curentului de calcul, corespunzător modelării histerezei:

$$i_h = i_s - i_{real} \quad (7)$$

Valoarea curentului i_h, în fiecare moment, va fi determinată de valoarea fluxului în momentul respectiv, în concordanță cu histereza circuitului magnetic, astfel încît să fie satisfăcută relația (7).

Deoarece în perioada reducerii curentului de magnetizare la zero rotorul se rotește, ca urmare a variației locale a inducției magnetice după cicluri de histereză din ce în ce mai mici, cîmpul magnetic remanent statoric se reduce aproape la zero; se poate astfel ține seama de fenomenul de histereză din stator prin intermediul înfășurării plasate în rotor; se consideră că pierderile respective prin histereză din stator au loc în rotor. Pierderile statorice prin histereză vor determina creșterea suprafeței buclei de histereză față de cazul excitării dinspre rotor, modificînd deci doar cantitativ feomenele.

Toate concluziile obținute pentru magnetizarea după axa d se repetă calitativ și după axa q.

Pe această bază se consideră prezența fenomenului de histereză în mașină prin intermediul unei înfășurări suplimentare în rotor, după fiecare axă parcursă de un curent dependent de fluxul după axa respectivă prin intermediul buclei de histereză determinată petru mașina dată în regimul respectiv.

Înfășurarea aferentă histerezei este alimentată de o sursă de curent sau tensiune de putere ∞,

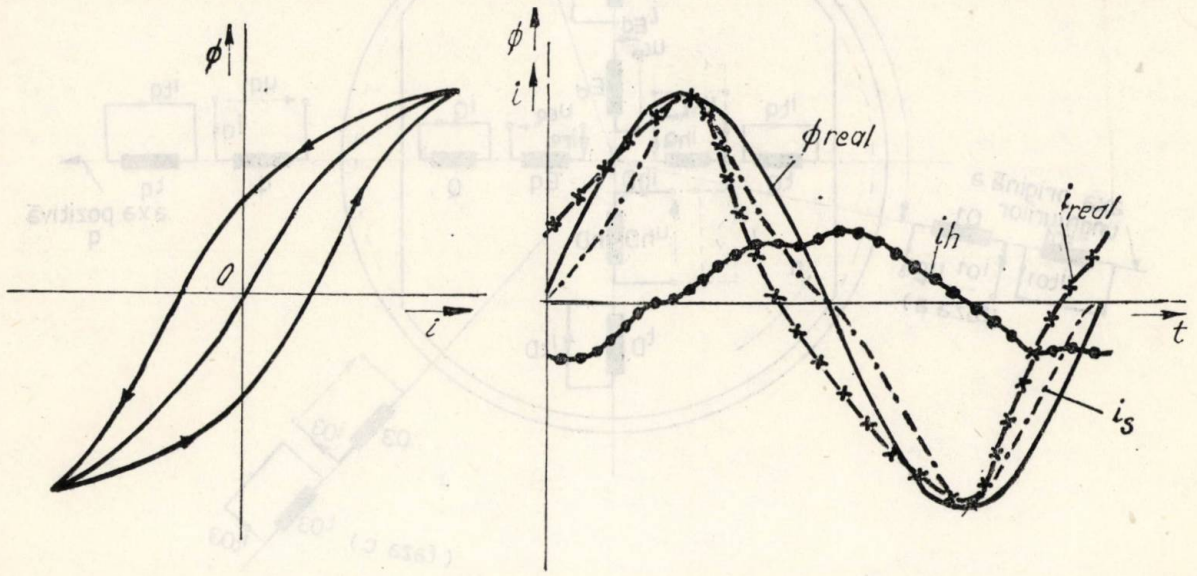


Fig. 1. Modificarea în timp a curenților de calcul și a curentului real, la o variație sinusoidală a fluxului în întrefier.

astfel încît curentul în ea să nu se modifice decît dependent de fluxul rezultant (sau curentul de magnetizare rezultant), după o lege bine determinată.

Valoarea rezistenţei acestei înfăşurări şi valoarea reactanţei se determină astfel încît să se reproducă pierderile prin histereză în cazul unei magnetizări alternative în rotor şi să se reproducă defazajul necesar pentru a obţine forma dorită a curentului.

În cazul general, valoarea inductivităţii şi rezistenţei acestor înfăşurări nu este constantă, ci depinde de un număr mare de factori, şi în primul rînd de forma de variaţie a fluxului.

Deoarece circuitele echivalente histerezei sînt circuite fictive, se poate alege acelaşi număr de spire pentru aceste înfăşurări ca şi pentru înfăşurările statorice, iar înfăşurările se consideră fără dispersie [11].

În cazul în care se renunţă la reproducerea remanenţei, circuitele care modelează histereza se pot scurtcircuita. Astfel, din figura 1 se observă că i_h, curentul teoretic ce parcurge înfăşurarea fictivă, este practic defazat cu 90° în urma fluxului. Deci circuitul fictiv scurtcircuitat trebuie să se caracterizeze prin $R \gg X$; acest circuit nu trebuie să modifice faza fluxului rezultant, ci doar trebuie să contribuie la crearea unei t.m.m. corespunzătoare [24].

Se observă că, din cauza prezenţei întrefierului, care preia o mare parte din tensiunea magnetomotoare, efectul histerezei este foarte mult diminuat, mai ales cînd funcţionarea are loc pe porţiunea nesaturată a caracteristicii de magnetizare [16, p. 29—33]. Din acest motiv, cît şi din cauza complicaţiilor care le introduce, în cazurile practice (cu mici excepţii, la maşini electrice speciale), în cazul maşinilor sincrone mari şi în special în cazul turbogeneratoarelor, histereza se poate neglija [11],[24].

3. Ecuaţiile maşinii

Dacă se presupune că mărimile reale exprimate în coordonatele de fază ale maşinii trifazate au fost supuse unei transformări de tip Park, reduse la stator şi exprimate în unităţi relative, pe baza considerentelor menţionate anterior şi utilizînd notaţiile din anexa 1, se obţine schema echivalentă pentru maşina sincronă, ca în figura 2.

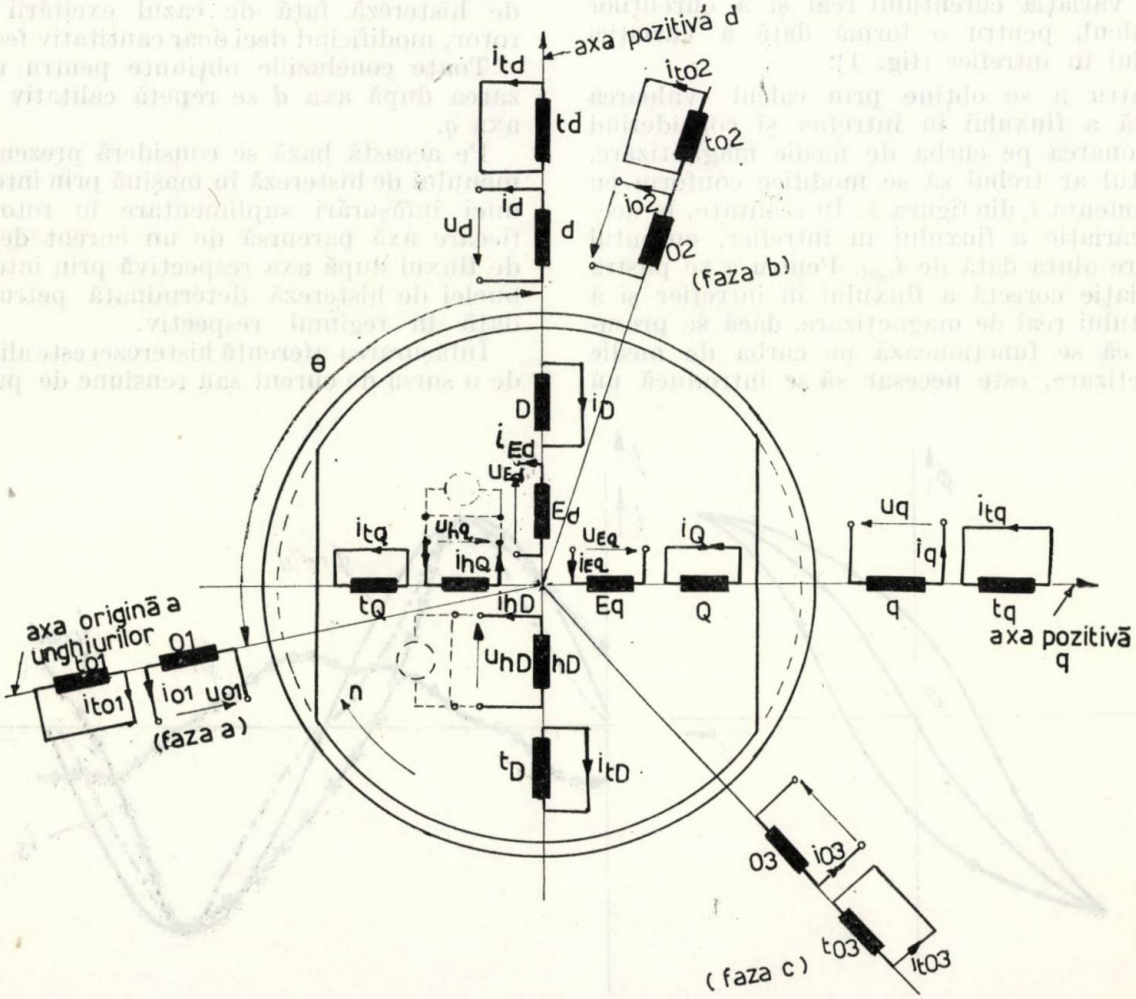


Fig. 2. Schema echivalentă a maşinii sincrone transformate.

Ecuaţiile înfăşurărilor acestei maşini sînt de forma :

$$1.\ u_d = -r_d i_d - \frac{d\psi_d}{dt} + \psi_q \frac{d\theta}{dt}$$

$$2.\ u_q = -r_q i_q - \frac{d\psi_q}{dt} - \psi_d \frac{d\theta}{dt}$$

$$3.\ u_0 = -r_0 i_0 - \frac{d\psi_0}{dt}$$

= funcţie de reţea + sistem

$$4.\ u_{td} = -r_{td} i_{td} - \frac{d\psi_{td}}{dt} + \psi_{tq} \frac{d\theta}{dt} = 0$$

$$5.\ u_{tq} = -r_{tq} i_{tq} - \frac{d\psi_{tq}}{dt} - \psi_{td} \frac{d\theta}{dt} = 0$$

$$6.\ u_{t0} = -r_{t0} i_{t0} - \frac{d\psi_{t0}}{dt} = 0$$

$$7.\ u_{Ed} = +r_{Ed} i_{Ed} + \frac{d\psi_{Ed}}{dt}$$

= funcţie de sistemul de excitaţie şi reglare a tensiunii după axa d

$$8.\ u_{Eq} = +r_{Eq} i_{Eq} + \frac{d\psi_{Eq}}{dt}$$

= funcţie de sistemul de excitaţie şi reglare a tensiunii după axa q

$$9.\ u_D = +r_D i_D + \frac{d\psi_D}{dt} = 0$$

$$10.\ u_Q = +r_Q i_Q + \frac{d\psi_Q}{dt} = 0$$

$$11.\ u_{tD} = +r_{tD} i_{tD} + \frac{d\psi_{tD}}{dt} = 0$$

$$12.\ u_{tQ} = +r_{tQ} i_{tQ} + \frac{d\psi_{tQ}}{dt} = 0$$

$$13.\ u_{hD} = +r_{hD} i_{hD} + \frac{d\psi_{hD}}{dt}$$

$$14.\ u_{hQ} = +r_{hQ} i_{hQ} + \frac{d\psi_{hQ}}{dt}$$

= funcţie de forma buclei de histereză

$$15.\ m_m = (i_d\ \psi_q - i_q\ \psi_d) + (i_{td}\ \psi_{tq} - i_{tq}\ \psi_{td}) + T_m \frac{d^2\theta}{dt^2}$$

= funcţie de sistemul de reglare a turaţiei (anexa 2)

unde, presupunînd că toate mărimile sînt reduse la nivelul mărimilor statorice, se obţin pentru înlănţuiri :

$$\psi_d = X_{dh} (\Sigma_i)_d + X_{d\sigma} \cdot i_d$$
$$\psi_q = X_{qh} (\Sigma_i)_q + X_{q\sigma} \cdot i_q$$
$$\psi_0 = X_{00} \cdot i_0$$

$$\psi_{td} = X_{dh} (\Sigma_i)_d + X_{td\sigma} \cdot i_{td}$$
$$\psi_{tq} = X_{qh} (\Sigma_i)_q + X_{tq\sigma} \cdot i_{tq}$$
$$\psi_{t0} = X_{t0} \cdot i_{t0}$$

$$\psi_{Ed} = X_{dh} (\Sigma_i)_d + X_{Ed\sigma} \cdot i_{Ed}$$
$$\psi_{Eq} = X_{qh} (\Sigma_i)_q + X_{Eq\sigma} \cdot i_{Eq} \qquad (9)$$

$$\psi_D = X_{dh} (\Sigma_i)_d + X_{D\sigma} \cdot i_D$$
$$\psi_Q = X_{qh} (\Sigma_i)_q + X_{Q\sigma} \cdot i_Q$$

$$\psi_{tD} = X_{dh} (\Sigma_i)_d + X_{tD\sigma} \cdot i_{tD}$$
$$\psi_{tQ} = X_{qh} (\Sigma_i)_q + X_{tQ\sigma} \cdot i_{tQ}$$

$$\psi_{hD} = X_{dh} (\Sigma_i)_d + X_{hD\sigma} \cdot i_{hD}$$
$$\psi_{hQ} = X_{qh} (\Sigma_i)_q + X_{hQ\sigma} \cdot i_{hQ}$$

unde

$$X_{dh} = K_d\ X_d = f_d(\psi_d, \psi_q)$$
$$X_{qh} = K_q \cdot X_q = f_q(\psi_d, \psi_q)$$

= funcţie de caracteristica de medie magnetizare (10)

şi :

$$(\Sigma_i)_d = i_d + i_{td} + i_{Ed} + i_D + i_{tD} + i_{hD}$$
$$(\Sigma_i)_q = i_q + i_{tq} + i_{Eq} + i_Q + i_{tQ} + i_{hQ}$$

toti curenţii fiind reduşi la nivelul mărimilor statorice (11)

Dacă se utilizează notaţiile matriciale, pentru matricele coloană ale mărimilor electrice şi matricele pătrate ale parametrilor, sistemul (8) devine :

$$[u]_s = -[R]_s [i]_s - \frac{d}{dt}[\psi]_s - [1]' [\psi]_s \frac{d\theta}{dt} =$$
$$= F_{re} \text{ (reţea + sistem)}$$

$$[u]_{st} = -[R]_{st} [i]_{st} - \frac{d}{dt}[\psi]_{st} - [1]' [\psi]_{st} \frac{d\theta}{dt} =$$
$$= [0].$$

$$[u]_{rE} = +[R]_{rE} [i]_{rE} + \frac{d}{dt}[\psi]_{rE} =$$
$$= F_E \text{ (sistem excitaţie)}$$

$$[u]_{rD} = +[R]_{rD} [i]_{rD} + \frac{d}{dt}[\psi]_{rD} = [0]$$

$$[u]_{rt} = +[R]_{rt} [i]_{rt} + \frac{d}{dt}[\psi]_{rt} = [0] \qquad (12)$$

$$[u]_h = +[R]_h [i]_h + \frac{d}{dt}[\psi]_h = F_h \text{ (caracteristica histerezei)}$$

$$m_m = (i_d\,\psi_q - i_q\,\psi_d) + (i_{td}\,\psi_{tq} - i_{tq}\,\psi_{td}) +$$

$$+ T_m \frac{d^2\theta}{dt^2} = F_m \text{ (regulatorul de turație și instalațiile primare)}$$

Concluzii

Schema mașinii echivalente prezentată în figura 2 și sistemele de ecuații (8), (9), (10), (11) descriu complet funcționarea mașinii sincrone pentru orice regim.

Modelul grafic și modelul matematic prezentat sînt modele principiale; pentru rezolvarea corectă și completă a modelului matematic, este necesar să se cunoască valorile parametrilor (în general neliniari) în funcție de valoarea momentană a mărimilor electrice din mașină. Corespunzător, rezolvarea unor astfel de sisteme necesită utilizarea unor metode numerice și folosirea calculatoarelor numerice sau a unor calculatoare analogice de capacitate cel puțin medie.

În cazurile practice, fără a afecta sensibil rezultatele calculelor, se pot adopta anumite simplificări, așa cum s-a menționat la paragraful 2 (neglijarea circuitelor de histereză și neglijarea circuitelor corespunzătoare curenților turbionari statorici).

În mod obișnuit se analizează un regim tranzitoriu bine determinat; de obicei, în acest caz, așa cum s-a arătat la paragraful 2, un număr mare de parametri ai circuitelor echivalente se pot considera constanți, și astfel soluționarea sistemului de ecuații se simplifică substanțial. hiar cu aceste simplificări, sistemul de ecuații C schema mașinii echivalente oferă o imagine șiuficient de exactă a fenomenelor reale din smașină.

ANEXA 1

Notații utilizate

S-au utilizat următoarele notații principale:

- d — înfășurarea statorică după axa d;
- q — înfășurarea statorică după axa q.
- 0 — înfășurarea statorică după axa 1, 2, 3.
- td — înfășurarea statorică după axa d, corespunzătoare curenților turbionari;
- tq — înfășurarea statorică după axa q, corespunzătoare curenților turbionari;
- t_0 — înfășurarea statorică după axa 1, 2, 3 corespunzătoare curenților turbionari:
- Ed — înfășurarea rotorică de excitație în axa d;
- Eq — înfășurarea rotorică de excitație în axa q;
- D — înfășurarea rotorică de amortizare după axa d;
- Q — înfășurarea rotorică de amortizare după axa q
- tD — înfășurarea rotorică echivalentă curenților turbionari după axa d;
- tQ — înfășurarea rotorică echivalentă curenților turbionari după q,
- hD — înfășurarea rotorică echivalentă histerezei după axa d;
- hQ — înfășurarea rotorică echivalentă histerezei după axa q;
- θ — unghiul momentan al rotorului față de axa de referință a unghiurilor;
- s — indice pentru mărimile corespunzătoare înfășurărilor statorice;
- r — indice pentru mărimile corespunzătoare înfășurărilor rotorice;
- $[1]'$ — matrice de coeficienți, de forma:

$$[1]' = \begin{bmatrix} 0 & -1 & 0 \\ 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

- — pentru mărimile exprimate în coordonate de fază;
- f — pentru mărimile exprimate în coordonate de q, 0;
- d — pentru matricea de transformare de la mărimile
- T exprimate în coordonatele de fază, la mărimile exprimate în coordonatele d, q, 0;
- m_m — cuplul mecanic redus la întrefier și exprimat în unități relative;
- T_m — constanta de inerție a rotoarelor, în unități relative;
- $X_{d\hbar}$ — reactanța utilă saturată a înfășurării d, etc;
- $X_{d\sigma}$ — reactanța de dispersie a înfășurării d, etc;
- p — numărul perechilor de poli;
- t — la matrice, indică transpunerea.

ANEXA 2

Determinarea expresiei cuplului electromagnetic la mașina sincronă prezentată sub forma cea mai generală

Cuplul electromagnetic are expresia:

$$M = \left(\frac{\partial W_m}{\partial \theta_{geom}}\right)_{[i]_f = \text{const}} = \frac{p}{2}\frac{\partial}{\partial\theta}([i]_{f.t}[\psi]_f) = \frac{p}{2}\frac{\partial}{\partial\theta}([i]_{f.t}\,[L]_f\,[i]_f)_{[i]_f=\text{const.}} = \frac{p}{2}\frac{\partial}{\partial\theta}([i]_{f.t}\,[T]_t\,[L]_d[T]\,[i]_f)_{[i]_f=\text{const.}} =$$

$$= \frac{p}{2}\,[i]_{f.t}\left(\frac{\partial}{\partial\theta}[T]_t\right)\underbrace{[L]_d\,[T]\,[i]_f}_{[\psi]_d} + \frac{p}{2}\underbrace{[i]_{f.t}\,[T]_t}_{[i]_{dt}}[L]_d\left(\frac{\partial}{\partial\theta}[T]\right)[i]_f \qquad \text{(A.2.1)}$$

unde:

$$\frac{\partial}{\partial\theta}[T]_t = \begin{array}{|c|c|c|c|c|c|}\hline \begin{matrix}-\sin\theta & -\cos\theta & 0\\ -\sin(\theta-120) & -\cos(\theta-120) & 0\\ -\sin(\theta-240) & -\cos(\theta-240) & 0\end{matrix} & [0] & [0] & [0] & [0] & [0] \\ \hline [0] & \begin{matrix}-\sin\theta & -\cos\theta & 0\\ -\sin(\theta-120) & -\cos(\theta-120) & 0\\ -\sin(\theta-240) & -\cos(\theta-240) & 0\end{matrix} & [0] & [0] & [0] & [0] \\ \hline [0] & [0] & [0] & [0] & [0] & [0] \\ \hline [0] & [0] & [0] & [0] & [0] & [0] \\ \hline [0] & [0] & [0] & [0] & [0] & [0] \\ \hline [0] & [0] & [0] & [0] & [0] & [0] \\ \hline \end{array}$$

și

$$[i]_{f.t}\left(\frac{\partial}{\partial\theta}[T]_t\right)=[i_a i_b i_c i_{ta} i_{tb} i_{tc} i_{Ea} i_{Eq} i_D i_Q i_{tD} i_{tQ} i_{hD} i_{hQ}]\times$$

$$\times\frac{\partial}{\partial\theta}[T]_t=[i_q - i_d\,0\,i_{tq} - i_{td}\,0\,0\,0\,0\,0\,0\,0\,0\,0]=[i]$$

(A.2.2)

și, ca rezultat, primul termen al relației (A.2.1) este egal cu

$$I=(i_q\psi_d - i_d\psi_q + i_{tq}\psi_{td} - i_{td}\psi_{tq})\frac{p}{2}$$

(A.2.3)

în termenul al doilea intervine produsul:

$$\left(\frac{\partial}{\partial\theta}[T]\right)[i]_f,\text{ care este egal cu: }\left([i]_{f.t}\left(\frac{\partial}{\partial\theta}[T]_t\right)\right)_t.$$

Deci rezultatul este $[i]_{1.t}$

(A.2.4)

Dar, deoarece matricea $[L]_d$ este o matrice simetrică (presupunînd o transformare Park ortogonală):

$$[i]_{dt}[L]_d=[i]_{dt}[L]_{dt}=[\psi]_{d.t}$$

și astfel termenul al doilea din relația (A.2.1) devine:

$$II=[\psi]_{d.t}\;[i]_{1.t}\frac{p}{2}=(i_q\psi_d - i_d\psi_q + i_{tq}\psi_{td} - i_{td}\psi_{iq})\frac{p}{2}$$

(A.2.5)

Adunînd termenii I și II se obține expresia cuplului electromagnetic:

$$M=p\{(i_q\psi_d - i_d\psi_q)+(i_{tq}\psi_{td} - i_{td}\psi_{tq})\}$$

(A.2.6)

Acest cuplu acționează în sensul creșterii turației, atunci cînd are valoare pozitivă.

Bibliografie

[1] Bîlă, C. *Funcționarea în asincron a turbogeneratoarelor.* În: Electrotehnica, nr. 10, 1960, p. 349–355.

[2] Chalmers, B.J. *Asynchronous performance characteristics of turbo-generators.* În: Proceedings IEE, nr. 7, august 1962, p. 301–308.

[3] Nicolaide, A. și Drăgănescu, O. *Caracteristicile de pornire ale motoarelor sincrone cu poli aparenți masivi.* În: Electrotehnica, nr. 6, 1963, p. 215–225.

[4] Richter, R. *Mașini electrice*, vol. I. Editura tehnică, București, 1958.

[5] Jones, Ch. V. *The unified theory of electrical machines.* Butterworths, London, 1967.

[6] Rüdemberg, R. *Fenomene tranzitorii în sistemele electroenergetice.* Editura tehnică, București, 1959.

[7] Subba Rao. *Equivalent circuit of solid iron core for impact excitation problems.* În: Proceedings IEE, III, nr. 2, 1964, p. 349–357.

[8] Agarwal, P.D. *Eddy-current losses in solid and laminated iron.* În: Transactions of the American IEE, 1959, Part. I, p. 169.

[9] Bharali, P. și Adkins, B. *Operational impedances of turbogenerators with solid rotors.* În: Proceedings IEE, nr. 12, 1963, p. 2185–2188.

[10] Nicolaide, A. *Calculul parametrilor amortizoarelor masive ale mașinilor sincrone cu poli aparenți.* În: Electrotehnica, nr. 5, 1965, p. 165–173.

[11] O' Kelly, D. *Eddy-current and hysteresis effects in rotating machines,* În: Proceedings, IEE 116, nr. 3, 1966, p. 391–395.

[12] Pik-Pician, A.A.-*K raşcetu massivnovo rotora.* În: Vestnik elektropromîşlennosti, nr. 6, 1959, p. 36–44.

[13] Adkins, B. *The general theory of electrical machines.* Chapman & Hall, London, 1962.

[14] Erkki Voipio. *The influence of magnetic saturation on transients and voltage regulating properties of synchronous alternators with special reference to large capacitive loads.* Göteborg, 1955.

[15] Savinovski, Iu. A. și Nersenian, V. S. *Ob aproximații proțesov mamagnicivaniia feromagnitnih serdecinikov s ucetom ghisterezi.* În: Elektricestvo, nr. 3, 1969, p. 69–72.

[16] Schmitz, N. L. și Novotny, D.W. *Introductory electromechanics.* The Ronald Press Company, New York, 1965.

[17] * * * *Solid-state magnetic and dielectric devices*, N.Y., John Wiley, 1959.

[18] Sadamu Ohteru. *On expressions of magnetic hysteresis characteristics.* În: IEEE Transactions on PAS nr. 2, 1960, p. 1809–1814.

[19] Hunt, J.P. *Capability curves and excitation requirements of saturated cylindrical rotor synchronous machines.* În: IEEE Transactions on PAS, nr. 7, 1967, p. 855–859.

[20] Shackshaft, G. *General-purpose turbo-alternator model.* În: Proceedings IEEE, 110, nr. 4, 1963, p. 703–713.

[21] Undrill, J.M. *Power system stability studies by the method of Liapunov.* În: IEEE Trans. on PAS, 86, nr. 7, 1967, p. 791–800.

[22] Humpage, W.D. și Saha, T. N. *Digital-computer methods in dynamic-response analyses of turbogenerator units.* In: Proceedings, IEE, 114, nr. 8, 1967, p. 1115–1130.

[23] Prabhashankar, K. și Janischewsyj, W. *Digital simulation of multimachine power systems for stability studies.* În: IEEE Transactions on PAS, nr. 1, 1968, p. 73–79.

[24] O' Kelly, D. *Steady-State power/rotor-angle characteristics for synchronous machine including hysteresis.* În: Proceedings IEE, 117, nr. 8, 1970, p. 1683–1690.

(Articol intrat în redacție la 13 mai 1974)

Algoritm și program pentru calculul regimurilor permanente ale sistemelor electroenergetice cu pierderi minime de putere activă

Ing. **Jean Constantinescu**
și ing. **Mariana Homoș**[*)]

Considerarea calculului regimului staționar al unui sistem electroenergetic ca o problemă de optimizare reprezintă tendința actuală manifestată de cercetători în acest domeniu și se apropie de modul în care conducerea sistemului electroenergetic dorește exploatarea acestuia.

Algoritmul și programul de calcul prezentate în lucrare optimizează un obiectiv caracteristic funcționării sistemului — pierderile totale de putere activă. Minimizarea lor se realizează printr-o repartiție favorabilă a puterilor reactive în rețea și prin îmbunătățirea nivelelor de tensiune în nodurile rețelei.

Caracterul general al algoritmului permite extinderea lui, fără dificultăți, pentru o varietate de funcții-obiectiv.

1. Principalele simbouri utilizate

$\boldsymbol{U} = U' + jU'' - U\delta$ — vectorul tensiunilor nodale;

$\boldsymbol{I} = I' + j\,I''$ — vectorul curenților injectați în noduri;

$\boldsymbol{S} = P + j\,Q$ — vectorul puterilor injectate în noduri;

$\boldsymbol{Y}_{ij} = G_{ij} + j\,B_{ij}$ — element al matricei admitanțelor nodale;

k_T — vectorul rapoartelor de transformare ale autotransformatoarelor.

2. Considerații generale

Determinarea prin calcul a regimului permanent de funcționare a unui sistem electroenergetic necesită cunoașterea valorilor numerice ale mărimilor:

$$U_e,\ \delta_e;\ U_g,\ P_g;\ P_s,\ Q_s,\ k_t. \qquad (1)$$

Indicii e, g, s semnifică asocierea acestor mărimi la nodurile de echilibrare, cu tensiune reglată de generatoare, respectiv la nodurile de sarcină ale rețelei.

Determinarea prin calcul a unor regimuri permanente de funcționare optimizate — în raport cu un anumit obiectiv — presupune cunoașterea numai a unor plaje de variație pentru mărimile (1). Acest mod de punere a problemei se apropie mai mult de cerințele de exploatare ale unui sistem electroenergetic.

Obiectivul asupra căruia acționează procedeul de optimizare include un aspect particular, caracteristic funcționării sistemului, ca de exemplu:

— costul total de producere a energiei electrice;

— pierderile de putere prin elementele de transmisie ale rețelei;

— cele mai favorabile limitări de putere la nodurile de sarcină;

— nivelele de tensiune la nodurile de sarcină;

— cantitatea de noxe evacuate de centrale în mediul ambiant etc.

Algoritmul și programul de calcul prezentate în lucrare se limitează la problema minimizării pierderilor de putere activă în rețea printr-o repartiție favorabilă a puterilor reactive. Algoritmul permite generalizări și poate fi extins așa încît să fie considerate toate funcțiile obiectiv menționate mai sus.

Următoarele restricții, impuse de funcționarea sigură a sistemului, sînt luate în considerare de programul de calcul elaborat de autori:

— menținerea tensiunilor nodurilor de sarcină într-o plajă de variație dată;

— menținerea puterilor reactive produse de centrale între limite impuse;

— menținerea tensiunilor nodurilor reglate sub limite-plafon;

— încadrarea rapoartelor de transformare între limite tehnic impuse.

Ca parametri reglabili s-au ales:

— tensiunile U_g;

— rapoartele de transformare k_T ale autotransformatoarelor.

3. Formularea problemei

Deoarece funcția-obiectiv și o parte din restricții se exprimă prin relații care depind neliniar de variabile și sînt indepedente de timp, optimizarea regimului staționar de funcționare a sistemului electroenergetic este o problemă de programare neliniară, statică.

În cazul particular luat în considerare, variabilele care intervin se grupează în două categorii:

a) Variabile dependente (reglate), notate simbolic prin vectorul x. Respectînd notațiile de la cap. 2, acestea sînt

$$x = \{U_s,\ \delta_s,\ \delta_g\} \qquad (2)$$

b) Variabile independente (de reglaj), notate simbolic prin vectorul u. Aceste sînt:

$$u = \{U_g,\ k_T\}. \qquad (3)$$

Funcția-obiectiv, care exprimă pierderile totale de putere activă în elementele rețelei, este de forma:

$$F(x,u) = \Delta P(x,u) = \mathrm{Re}\,\{<\underline{Y}^*\,\underline{U}^*, \underline{U}>\}, \qquad (4)$$

în care $<\ >$ reprezintă simbolul produsului scalar.

[*)] Ing. Jean Constantinescu este cercetător la Institutul de cercetări și modernizări energetice (ICEMENERG); Mariana Homoș este inginer la același institut.

În cazul general, funcția-obiectiv se poate scrie astfel încît să exprime costul generărilor, valoarea pierderilor de putere activă și limitările de putere activă la nodurile de sarcină :

$$F(x,u) = \sum_{i=1}^{N} (\alpha_i P_{gi}(x,u) - \beta_i P_{si}) + p\Delta P(x,u) \tag{4'}$$

în care α_i, β_i, p sînt coeficienți constanți.

Adoptînd valori particulare coeficienților constanți se pot soluționa următoarele probleme:

a) regimul staționar clasic ($\alpha_i = \beta_i = 0$, $p = 0$), caracterizat prin valori constante și cunoscute ale puterilor nodale ;

b) regimul staționar caracterizat prin pierderi minime de putere activă ($\alpha_i = \beta_i = 0$) ;

c) dispecerizarea optimă a puterilor active produse de centrale ($\beta_i = 0$, α_i egali cu costul relativ al generării de putere activă în nodul i) ;

d) regimul staționar cu cele mai favorabile limitări de putere la consumatori ($\alpha_i = 0$, $p = 0$, β_i egali cu prioritățile relative ale fiecărui nod de sarcină) ;

e) distribuția puterii maxime a centralelor cu minimul de pierderi active ($\alpha_i = 0$, $p = 1$, $\beta_i = 1$) ;

f) determinarea legăturilor slabe în rețea prin mărirea artificială a limitelor de variație ale puterilor nodale, pînă cînd anumiți consumatori nu mai pot primi puterea necesară; calculul poate fi efectuat cu $p = 0$ sau $p = 1$.

★

Rezumînd, problema pentru care se caută o soluție este de forma :

$$\min F(x,u), \tag{5}$$

cu respectarea restricțiilor :

— neliniare de egalitate $H(x,u) = 0$, (6)

— liniare și neliniare de inegalitate $G(x,u) \leqslant 0$. (7)

Mulțimea restricțiilor de egalitate este formată de ecuațiile de bilanț la nodurile rețelei :

$$H(x,u) = \{S_i(x,u) - S_i^{impus} = 0\}. \tag{8}$$

Mulțimea restricțiilor de inegalitate include constrîngeri impuse la :

— variabilele x $\{U_{S_i}^{min} \leqslant U_{S_i} \leqslant U_{S_i}^{max}\}$

— variabilele u $\left\{\begin{matrix} k_T^{min} \leqslant k_{Tij} \leqslant k_T^{max} \\ U_{gi}^{min} \leqslant U_{gi} \leqslant U_{gi}^{max} \end{matrix}\right\}$ (9)

— funcții de variabile $\{Q_{gi}^{min} \leqslant Q_{gi} \leqslant Q_{gi}^{max}\}$

4. Metoda de soluționare

Algoritmul care se expune aparține metodelor de gradient. Pentru precizarea condițiilor necesare și suficiente obținerii minimului se utilizează teorema Kuhn și Tucker. Funcția lui Lagrange corespunzătoare problemei (5) —(7) este :

$$KT(x,u,\lambda,\mu) = F(x,u) + \lambda H^t(x,u) + \mu G^t(x,u) \tag{10}$$

în care

$KT(x, u, \lambda, \mu)$ este funcție convexă ;

λ, μ — vectorii variabilelor duale (x, u se mai numesc vectorii variabilelor primare) ;

λ_i sînt multiplicatorii Lagrange, iar μ_i multiplicatorii K.T. Ultimul termen din (10) include efectul restricțiilor de inegalitate asupra stării optime.

În continuare, pentru simplificarea scrierii, ori de cîte ori nu pot apărea confuzii, nu se mai trec variabilele de care depind funcțiile F, H, G, ΔP.

Conform teoremei $K.\ T.$ optimul problemei se obține dacă :

$$\mu G^t = 0$$

$$\nabla F - \lambda \nabla H^t - \mu \nabla G^t = 0 \tag{11}$$

∇ fiind simbolul gradientului.

Variabilele λ_i exprimă sensibilitatea funcției-obiectiv F la variația unor parametri fixați :

$$\lambda_i^P = \frac{\Delta F}{\Delta P_i}, \quad \lambda_i^q = \frac{\Delta F}{\Delta Q_i} \tag{12}$$

Variabilele μ_i exprimă derivatele parțiale ale lui F_{optim} în raport cu restricțiile de inegalitate.

Dacă $\mu_i > 0$, F se reduce prin fixarea variabilei x_i la x_i^{min} ; dacă $\mu_i = 0$, variabila constrînsă se fixează la x_i^{max}, iar dacă $\mu_i < 0$, restricția la x_i și termenul de penalizare corespunzător nu intervin.

În concluzie, teorema K. T. justifică procedeul blocării la limită a variabilelor care depășesc plaja de variație admisă (adoptat în lucrare).

Metodele de gradient utilizează panta funcției-obiectiv pentru determinarea direcției spre starea optimă.

Starea inițială corespunde unei situații posibile de funcționare a sistemului ; următoarele se obțin iterativ cu o relație de forma :

$$(x,u)^{k+1} = (x,u)^k - B^k d^k, \tag{13}$$

în care d^k este vectorul „direcție", iar B^k exprimă lungimea avansului spre punctul optim.

★

Soluția adoptată în lucrare constituie un caz particular al metodelor de gradient. Ea este cunoscută sub numele de „metoda gradientului redus", deoarece utilizează ca vector-direcție numai derivatele în raport cu elementele

vectorului u ale funcției-obiectiv. De asemenea, ea este o metodă de ordinul doi, deoarece vectorul d este rezultatul produsului dintre inversa matricei derivatelor de ordinul doi (hessianul) și vectorul derivatelor de ordinul întîi (gradientul) :

$$d_u^k = \left(\frac{\partial^2 F}{\partial u^2}\right)^{-1} \frac{\partial F}{\partial u} \Bigg| u^k. \qquad (14)$$

Calculele se simplifică apreciabil printr-o determinare aproximativă a hessianului și prin înlocuirea matricei B^k cu matricea unitate I (ca la metoda Newton).

O parte din restricțiile care intră în componența ultimului termen din (10), și anume cele care se referă la variabilele x, se introduc în F, rezultînd :

$$F' = \Delta P + \sum_{i \in N'_S} \mu_i (U_i - U_i^{lim})^2, \qquad (15)$$

în care N'_s reprezintă mulțimea nodurilor de sarcină la care tensiunea depășește limitele impuse.

F' se minimizează prin metoda multiplicatorilor Lagrange, neglijîndu-se restricțiile de inegalitate impuse variabilelor u. Aceste restricții se iau în considerare (dacă este cazul) la una din limite. Cele două etape se parcurg iterativ, pînă cînd nu se mai constată modificări importante ale valorii funcției F'.

Dacă se notează

$$L = F' + \lambda H^t, \qquad (16)$$

prima etapă implică rezolvarea următoarelor trei sisteme de ecuații :

$$\frac{\partial L}{\partial \lambda} = H^t = 0 \qquad (17)$$

$$\frac{\partial L}{\partial x} = \frac{\partial F'}{\partial x} + \lambda J_x^t = 0 \qquad (18)$$

$$\frac{\partial L}{\partial u} = \frac{\partial F'}{\partial u} + \lambda J_u^t = 0 \qquad (19)$$

în care :

J_x și J_u sînt iacobienii sistemului (8), corespunzători variabilelor x și u, iar $\frac{\partial F'}{\partial u} = \nabla_u F'$, gradientul redus al funcției F'.

Soluția ecuațiilor (17) reprezintă soluția regimului permanent. Dacă se adoptă ca metodă de rezolvare algoritmul Newton — Raphson, se obține și J_x.

Cu metoda eliminării Gauss ordonate (utilizată și în cadrul algoritmului Newton — Raphson), din (18) se calculează vectorul λ. Acesta se introduce în (19) pentru determinarea indirectă a gradientului redus.

Așa cum s-a menționat, $\left(\frac{\partial^2 F'}{\partial u^2}\right)^{-1}$ se obține aproximativ. Aproximația constă în utilizarea unor diferențe finite la evaluarea derivatei :

$$\left(\frac{\partial^2 F'}{\partial u_i^2}\right)^{-1} = \frac{u_i^k - u_i^{k-1}}{(\nabla_u F)_i^k - (\nabla_u F)_i^{k-1}} \qquad (20)$$

F' fiind convexă, rezultatul din (20) se consideră nul dacă rezultă negativ.

Noile valori ale variabilelor de reglaj se obțin cu o relație de tipul (13) ;

$$u^{k+1} = u^k - \mathrm{I} d_u^k \qquad (13')$$

Pentru nodurile reglante la care, după calculul regimului staționar, s-au constatat limitări la puterile reactive produse (efectuate cu procedeul cunoscut prin schimbarea tipului de nod), componența gradientului redus se determină prin relația aproximativă :

$$\nabla F'_{u_i} = -\lambda_{Q_i} \frac{Q_i - B_{ii} U_i^2}{U_i} \qquad (21)$$

în care B_{ii} reprezintă susceptanța nodală.

Noua tensiune a nodului i se determină tot cu o relație de tipul (19).

5. Particularitățile algoritmului pentru determinarea regimului permanent

Așa cum s-a menționat la capitolul precedent, soluția ecuațiilor (17) reprezintă soluția regimului permanent de funcționare a rețelei.

Aceste ecuații se rezolvă prin metoda Newton-Raphson, deoarece :

— soluția se obține cu un număr redus de operații de calcul ;

— odată cu determinarea ei se dispune și de iacobianul J_x necesar la etapele ulterioare de calcul ;

— ecuațiile (18) sînt rezolvate cu același procedeu de calcul (factorizarea optimală) utilizat în cadrul algoritmului Newton — Raphson.

Algoritmul N.R. folosit de autori se deosebește însă de varianta clasică. Principalele particularități se referă la :

a) Forma în care se exprimă variabilele (tensiunile) și implicit forma în care se scrie sistemul de ecuații liniarizat. Tensiunile nodale și corecțiile la aceste tensiuni se exprimă în forma „polară" pentru nodurile reglante și în forma „carteziană" pentru nodurile de sarcină.

Avantajele care rezultă din acest mod de scriere a variabilelor dependente constau în reducerea operațiilor de calcul necesare pentru

determinarea elementelor iacobianului *) J_x și în reducerea considerabilă a operațiilor de conversie „polar — cartezian" efectuate cu ajutorul funcțiilor trigonometrice.

Se reduce, de asemenea, volumul de calcule necesare pentru determinarea componentei $\frac{\partial F'}{\partial x}$ a gradientului.

b) Criteriul după care sînt ordonate ecuațiile pentru conservarea sparsității matricei—iacobian în cursul trangularizării Gauss. Acest criteriu presupune o dublă investigare a coeficienților ecuațiilor, și anume:

— la un pas al procesului (simulat) de eliminare a variabilelor, se selectează ecuația cu cei mai puțini coeficienți nenuli (vechi și noi);

— dacă mai multe ecuații au același număr minim de coeficienți, se selectează aceea a cărei variabilă asociată creează prin eliminare în restul ecuațiilor un număr minim de coeficienți noi.

c) Indexarea elementelor matricei-iacobian. În acest sens se indiciază (cu indicii inițiali ai nodurilor) submatricele elementare ale iacobianului, și nu elemente simple.

Procedîndu-se astfel se reduce necesarul de memorie-calculator pentru indexare, iar indicierea nu suferă modificări atunci cînd nodurile reglante (cărora li se asociază o singură ecuație) sînt convertite în noduri de sarcină (descrise de două ecuații reale).

6. Scurtă prezentare a programului de calcul și rezultate obținute

Programul (NERO) pentru determinarea regimurilor staționare de funcționare a sistemelor electroenergetice, caracterizate prin pierderi minime de putere reactivă, este scris în limbajul FORTRAN IV pentru calculatorul ELLIOTT — 4120 (32 K cuvinte memorie operativă).

Schema-bloc a părții din program în care se efectuează prelucrările propriu-zise este prezentată în figura 1. Nu s-au figurat segmentele specializate în introducerea — validarea — ordonarea datelor inițiale, respectiv extragerea rezultatelor intermediare și finale.

Datele inițiale și rezultatele pot fi introduse/extrase (de) la orice dispozitiv periferic din configurația calculatorului aflat în dotarea Dispecerului energetic național.

Programul este organizat pe subrutine specializate și permite o operare conversațională specifică acestui calculator.

Datorită celor trei particularități ale algoritmului de calcul pot fi soluționate rețele de dimensiuni relativ mari (250 noduri) în timpi de calcul deosebit de reduși (circa 4 minute, cu acest calculator caracterizat prin performanțe modeste).

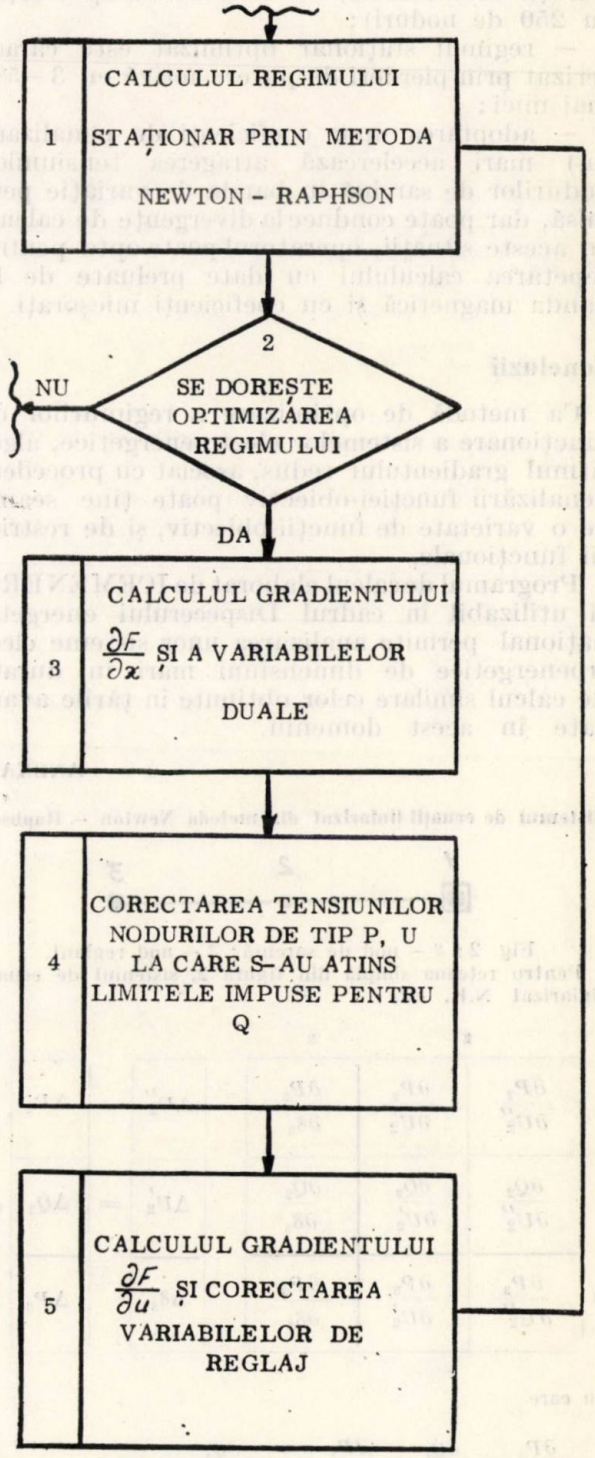


Fig. 1. Schema principială pentru metoda gradientului redus și a factorilor de penalizare.

*) Elementele matricei J_x sînt de natura unor curenți, în cazul în care tensiunile se scriu prin componentele reală și imaginară, și de natura unor puteri (mai greu calculabile), în cazul scrierii polare.

Aplicațiile efectuate la rețelele reale de sistemului electroenergetic național au arătat că :

— starea optimă se obține după circa 4—5 regimuri staționare succesive ;

— determinarea regimului staționar inițial se execută într-o durată de calcul cu mult[2] mai mare decît necesită regimurile staționare ulterioare (5—8 iterații primul, față de 2—3 iterații următoarele, 30 secunde/iterație, rețea[3] cu 250 de noduri) ;

— regimul staționar optimizat este caracterizat prin pierderi de putere activă cu 3—5% mai mici ;

— adoptarea unor coeficienți de penalizare (μ_i) mari accelerează atragerea tensiunilor nodurilor de sarcină în banda de variație permisă, dar poate conduce la divergențe de calcul. În aceste situații, operatorul poate opta pentru repetarea calculului cu date preluate de la banda magnetică și cu coeficienți micșorați.

Concluzii

Ca metodă de optimizare a regimurilor de funcționare a sistemelor electroenergetice, algoritmul gradientului redus, asociat cu procedeul penalizării funcției-obiectiv poate ține seama de o varietate de funcții-obiectiv, și de restricții funcționale.

Programul de calcul elaborat de ICEMENERG și utilizabil în cadrul Dispecerului energetic național permite analizarea unor sisteme electroenergetice de dimensiuni mari în durate de calcul similare celor obținute în țările avansate în acest domeniu.

ANEXA 1

Sistemul de ecuații liniarizat din metoda Newton — Raphson

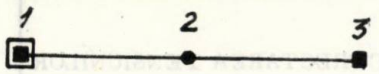


Fig. 2 : *2* — nod de sarcină ; *3* — nod reglant.

Pentru rețeaua simplă din figura 2, sistemul de ecuații liniarizat N.R. este :

$$\begin{array}{c|cc|c|c} & 2 & 3 & & \\ \hline 2 & \dfrac{\partial P_2}{\partial U_2''} & \dfrac{\partial P_2}{\partial U_2'} \quad \dfrac{\partial P_2}{\partial \delta_3} & \Delta U_2'' & \Delta P_2 \\ \hline & \dfrac{\partial Q_2}{\partial U_2''} & \dfrac{\partial Q_2}{\partial U_2'} \quad \dfrac{\partial Q_2}{\partial \delta_3} & \Delta U_2' = & \Delta Q_2 \\ \hline 3 & \dfrac{\partial P_3}{\partial U_2''} & \dfrac{\partial P_3}{\partial U_2'} \quad \dfrac{\partial P_3}{\partial \delta_3} & \Delta \delta_3 & \Delta P_3 \end{array} \qquad (1)$$

în care

$$\frac{\partial P_i}{\partial U_j''} = \frac{\partial Q_i}{\partial U_j'}, \quad \frac{\partial P_i}{\partial U_j'} = -\frac{\partial Q_i}{\partial U_j''}, \quad i \neq j \qquad (2)$$

Înlocuind elementele matricei-iacobian J_x prin relațiile de calcul, sistemul (1) devine :

$$\begin{array}{c|cc|c} & 2 & 3 & \\ \hline 2 & I_2'' - U_2'B_{22} + U_2''G_{22} & I_2' + U_2'G_{22} + U_2''B_{22} & A_3U_2'' - B_3U_2' \\ \hline & I_2' - U_2'G_{22} - U_2''B_{22} & -I_2'' - U_2'B_{22} + U_2''G_{22} & -A_3U_2' - B_3U_2'' \\ \hline 3 & -U_3'B_{23} + U_3''G_{23} & U_3'G_{23} + U_3''B_{23} & -Q_3 - B_{33}U_3^2 \end{array}$$

$$\begin{array}{|c|} \hline \Delta U_2'' \\ \hline \Delta U_2' \\ \hline \Delta \delta_3 \\ \hline \end{array} \quad \begin{array}{|c|} \hline \Delta P_2 \\ \hline \Delta Q_2 \\ \hline \Delta P_3 \\ \hline \end{array} \qquad (3)$$

cu

$$A_3 + jB_3 = (U_3' + jU_3'')\,(G_{23} + jB_{23}) \qquad (4)$$

ANEXA 2

Relațiile pentru calculul elementelor matricei J_u

$$\frac{\partial P_j}{\partial U_j}\, U_j = P_j + G_{jj}\, U_j^2 \qquad (1)$$

$$\frac{\partial P_i}{\partial U_j}\, U_j = A_j\, U_j'' - B_j\, U_i' \qquad (2)$$

$$\frac{\partial P_m}{\partial k_{im}}\, k_{im} = A_i\, U_m' + B_i\, U_m'' \qquad (3)$$

$$\frac{\partial Q_m}{\partial k_{im}}\, k_{im} = 2B_{im}\, k_{im}\, U_m^2 + (A_i\, U_m'' - B_i\, U_m') \qquad (4)$$

unde

$$i \in Ns,\ j \in Nrg,\ m \in Nrt$$

$$Nr = Nrg + Nrt$$

N_s este mulțimea nodurilor de sarcină ;

N_r — mulțimea nodurilor cu tensiune reglată (de generatoare sau de autotransformatoare) ;

k_{im} — raportul de transformare al autotransformatorului (i, m) care reglează tensiunea nodului m.

$$A_j + j\,B_j = (U_j' + jU_j'')\,(G_{ij} + j\,B_{ij}) \qquad (5)$$

$$B_{im} = -\,k_{im}\,B_T \qquad (6)$$

Admitanța de scăpări a autotransformatorului se raportează la tensiunea înfășurării de î.t.

Dacă înfășurarea de j.t. este conectată la nodul m, cu tensiune reglată, k_{im} are o valoare supraunitară. Pentru conservarea relațiilor de calcul, atunci cînd înfășurarea de î.t. este conectată la nodul m, în relațiile (3), (4) și (6) se consideră :

$$\begin{aligned} k_{im}' &= 1/k_{im} \\ B_T' &= B_T \cdot k_{im}^2 \end{aligned} \qquad (7)$$

ANEXA 3

Relaţiile pentru calculul elementelor gradientului funcţiei obiectiv

$$\Delta P = \mathrm{Re}\,\{<Y^*\,U^*,\,U>\} \tag{1}$$

$$F' = \Delta P + \sum \mu_i\,(U_i - U_i^{lim})^2 \tag{2}$$

$$\frac{\partial F'}{\partial U_i'} = 2\sum_{k=1}^{N} G_{ik}\,U_k' + 2\mu_i\,(U_i - U_i^{lim})\,\frac{U_i'}{U_i} \tag{3}$$

$$\frac{\partial F'}{\partial U_i''} = 2\sum_{k=1}^{N} G_{ik}\,U_k'' + 2\,\mu_i\,(U_i - U_i^{lim})\,\frac{U_i''}{U_i} \tag{4}$$

$$\frac{\partial F'}{\partial \delta_j} = 2\sum_{k=1}^{N} G_{jk}\,(U_i'\,U_k'' - U_i''\,U_k') + G_{ii}\,U_i^2 \tag{5}$$

$$i \in N_s, \qquad j \in N_{rg}$$

ANEXA 4

Exemplu de aplicaţie

Reţeaua aleasă pentru exemplificare (fig. 3). are următoarele caracteristici dimensionale:

- 41 noduri;
- 47 elemente de transmisie;
- 13 autotransformatoare;
- 7 noduri cu tensiune impusă.

Injecţiile nodale, valorile prizelor autotransformatoarelor şi tensiunile nodale impuse corespund unui regim real de funcţionare caracterizat prin disponibilităţi reduse de putere reactivă la nodurile cu tensiune impusă.

Acesta este motivul pentru care ca variabile de reglaj s-au ales numai raporturi de transformare, şi anume:

$$k_{4-5},\ k_{6-7},\ k_{8-9},\ k_{15-17},\ k_{31-32},\ k_{35-36}.$$

Regimul permanent final, cu pierderi minime de putere activă, s-a obţinut după trei corecţii succesive ale variabilelor de reglaj.

Modificările acestor variabile (exprimate prin valorile prizelor), ale pierderilor de putere şi ale aporturilor capacitive ale liniilor sînt prezentate în tabelul 1.

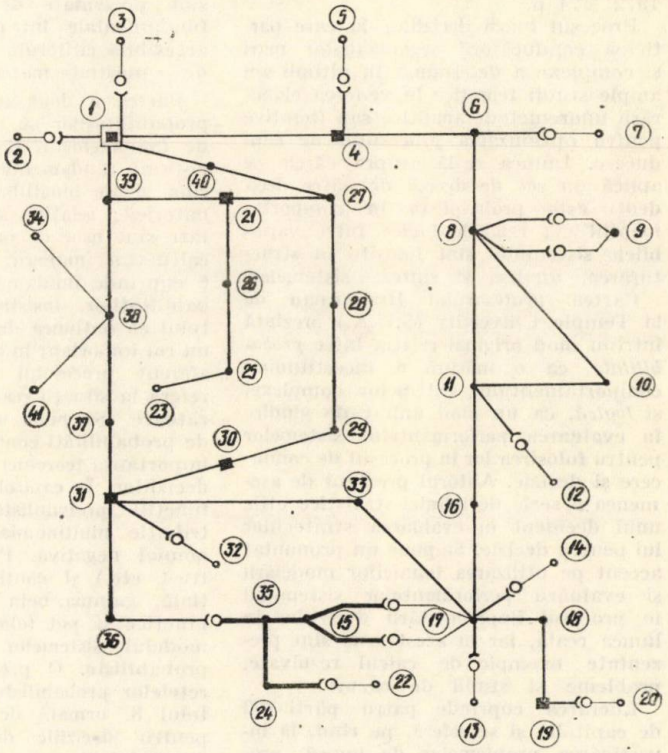


Fig. 3. Reţeaua aleasă pentru exemplificare.

Tabelul 1

Regimul	Nr. iteraţii	Timp de calcul ELLIOTT-4120 / secunde	Variabila independentă (de reglaj)						ΔP	ΔQ	Q_C
			K_{4-5}	K_{6-7}	K_{8-9}	K_{15-17}	K_{31-32}	K_{35-36}	MW	MVAr	MVAr
I	4	16	12	10	14	14	8	8	48,5	434,5	613
II	2	8	12	2	5	12	9	2	46,3	412	660
III	2	8	12	2	5	11	9	6	47,3	429,5	625

Creşterea valorii pierderilor de putere în regimul final III se datorează intervenţiei restricţiilor de inegalitate la tensiunile U_{22}, U_{24}, U_{35} (variabile dependente), care depăşiseră în regimul II limitele superioare impuse (+ 10%).

Bibliografie

[1] * * * *Cercetări privind tratarea regimurilor staţionare ale sistemului electroenergetic ca o problemă de optimizare.* Lucrare ICEMENERG, 1973.

[2] * * * *Optimizarea regimului permanent de funcţionare a sistemului electroenergetic.* Institutul politehnic Bucureşti. colectiv Catedra reţele electrice.

[3] El-Abiad, A., Jaimes, F. *A method for optimum schedules of power and voltage magnitude.* În: PAS-88, nr. 4, 1969.

[4] Carpentier, M.J. *Contribution à l'étude du dispatching économique.* În: Bull. Soc. Franc. Elect. 8, august 1962.

[5] Dommel, H.W. şi Tinney, N. *Optimal power flow solutions.* În: PAS — 87, 1968.

[6] Dommel, H.W. *Constrained optimal control of real and reactive power dispatching.* Symposium „Optimal Power — System Operation", University of Manchester, sept. 1969.

[7] Marusciac, I. *Metode de rezolvare a problemelor de programare neliniară.* Ed. Dacia, Cluj, 1973.

[8] Peschon, J., Piercy, D.S., Tinney, W. F., Bit, T. şi Cuenod, M. *Optimum control of reactive power flow.* În: PAS — 87, 1968.

[9] Sasson, A., Aboytes, F., Cardenas, R., Gomez, F., Viloria, A. *Comparison of power systems static optimization techniques.* În: ETZ — A, 93, 1972.

(Articol intrat în redacţie la 6 iulie 1974)

RECENZII

J. D. Braverman. **Probability, Logic and Management Decisions** (Probabilitate, logică şi decizii de management). McGraw-Hill Book Co., New York, 1972, 474 p.

Procesul luării deciziilor la care participă conducătorii organizaţiilor mari şi complexe a determinat în ultimii ani ample studii teoretice în vederea elaborării unor metode analitice sau iterative pentru optimizarea procesului de conducere. Lumea reală asupra căreia se aplică un set de decizii de către decidenţi este probabilistă în comportamentul ei; relaţiile logice între variabilele sistemului sînt folosite în structurarea, analiza şi sinteza sistemelor.

Cartea profesorului Braverman de la Temple University (S.U.A.) prezintă într-un mod original relaţia între *probabilitate*, ca o măsură a incertitudinii comportamentului sistemelor complexe, şi *logică*, ca un mod unitar de gîndire în evaluarea performanţelor sistemelor pentru folosirea lor în procesul de conducere şi decizie. Autorul prezintă de asemenea o serie de tehnici statistice utile unui decident în evaluarea strategiilor lui pentru decizie. Se pune un pronunţat accent pe utilizarea tehnicilor modelării şi evaluării performanţelor sistemului în procesul implementării deciziilor în lumea reală, iar în acest sens sînt prezentate exemple de calcul rezolvate, probleme şi studii de cazuri.

Lucrarea cuprinde patru părţi (22 de capitole) şi se referă, pe rînd, la investigarea problemelor de logică, probabilitate, statistică, teoria deciziilor, în viziunea utilizării lor în practica managementului.

În introducere, autorul formulează problema procesului de management, arătînd că orice sistem complex poate fi descompus în subsisteme mai puţin complexe, posibil a fi rezolvate cu ajutorul metodelor matematice disponibile teoriilor clasice.

Partea întîi cuprinde capitole care tratează logica simbolică şi algebra booleană (capitolul 2), reţele logice (capitolul 3), precum şi un studiu de caz relativ la deciziile logice. Autorlu insistă asupra structurilor logice elementare folosite în orice proces de decizie; sînt prezentate de asemenea noţiuni fundamentale într-o formă simplă şi accesibilă cititorului cu un bagaj minim de cunoştinţe matematice.

Partea a doua se ocupă de studiul probabilităţilor cu aplicaţii în procesul de management. Capitolul 5 introduce noţiuni fundamentale ale teoriei seturilor şi ale funcţiilor de analiză combinatorică; relaţiile şi formulele prezentate sînt uşor de programat pentru un calculator numeric modern. Capitolul 6 cuprinde fundamente ale teoriei probabilităţilor, insistîndu-se asupra faptului că noţiunea de probabilitate joacă un rol important în orice tip de problemă aferent procesului de decizie care se referă la situaţii reale ale lumii înconjurătoare. Se pune accent pe conceptul de probabilităţi condiţionate; se discută importanţa teoremei lui Bayes în analiza deciziilor. În capitolul 7 sînt prezentate funcţiile probabiliste discrete (ex: distribuţie multinomială, binomială, binomial negativă, Poisson, hipergeometrică etc.) şi continue (ex: exponenţială, gamma, beta etc.). În aplicaţiile practice se pot folosi cu succes pentru modelul sistemelor complexe reţelele probabiliste. O prezentare originală a reţelelor probabiliste este dată în capitolul 8, urmată de un studiu de caz pentru deciziile de tip probabilistic (capitolul 9).

Partea a treia a lucrării prezintă probleme ale teoriei statisticii cu directă aplicabilitate în studiul procesului de management. Pornind de la fenomenul real al conducerii sistemelor organizaţionale, în capitolul 10, cît şi în capitolul 11 se studiază metode pentru prelucrarea statistică a datelor acumulate în banca de date a unui sistem informaţional. Se discută despre populaţii şi eşantioane informaţionale, inegalitatea lui Chebişev etc. Capitolul 12 prezintă noţiuni ale estimării statistice, iar capitolul următor tipuri de teste utilizate pentru verificarea ipotezelor statistice (testul varianţei, testul diferenţei între două rapoarte etc.). În capitolul 14 sînt amplu discutate tehnici şi metode pentru studiul corelaţiei şi al regresiei între două sau mai multe variabile ale unei probleme de decizie.

Partea a patra se referă în special la teoria deciziei cu aplicaţii la deciziile manageriale în condiţiile de risc şi incertitudine (capitolul 15), condiţiile de incertitudine fără eşantion informaţional (capitolul 16) sau cu eşantion informaţional (capitolul 17). Este acordată o atenţie specială distribuţiei beta (capitolul 18), distribuţiei normale (capitolul 19), cît şi distribuţiei gamma (capitolul 20) ca distribuţii probabiliste des utilizate în analiza deciziilor. Arborii de decizie şi modelul deciziilor secvenţiale sînt tratate în capitolul 21, iar ultimul capitol al cărţii prezintă un amplu studiu de caz pentru analiza deciziilor în sisteme probabiliste.

Cartea conţine de asemenea o listă selectivă de referinţe bibliografice şi un apendix de tabele, utile pentru distribuţii probabiliste uzuale în procesul deciziilor de management.

Modul de prezentare a problemelor expuse este deosebit de original. Cartea este utilă celor interesaţi în studiul modelelor analitice moderne ale managementului şi luarea deciziilor în condiţii de incertitudine. Organizarea lucrării este modulară şi nu necesită un studiu continuu al fiecărui capitol în parte.

Cartea ar fi avut o valoare mai mare în cazul în care ar fi fost incluse studii de caz concrete, ale aplicării tehnicilor expuse în conducerea sistemelor tehnice sau economice.

Lucrarea se adresează deopotrivă studenţilor din ultimii ani ai institutelor de învăţămînt superior tehnic şi economic cît şi cadrelor de conducere, celor ce participă la elaborarea şi luarea deciziilor de management.

Dr. ing. **Adrian Gheorghe**

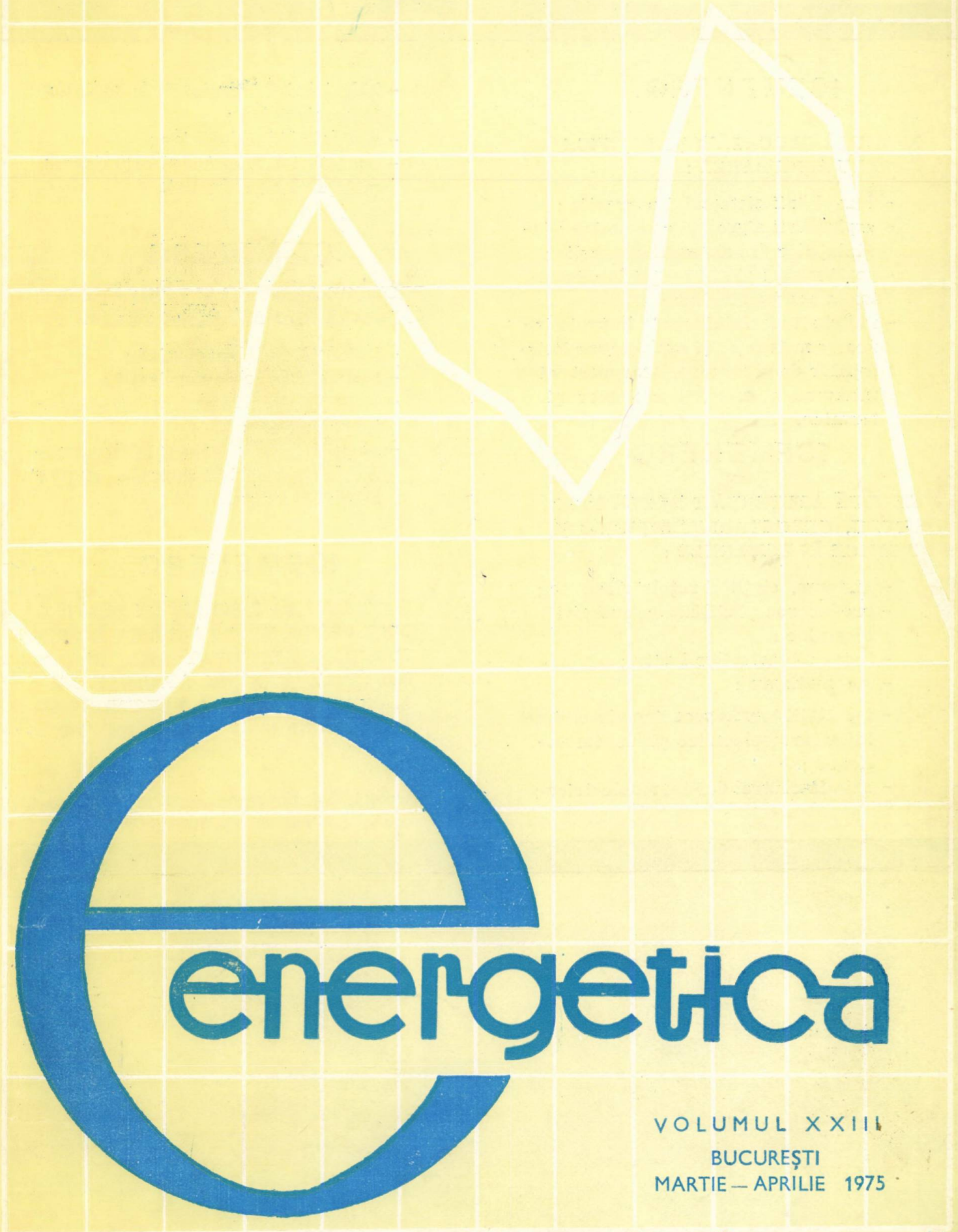
Revista „ENERGETICA" — organ al Ministerului Energiei Electrice şi al Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor din R.S. România. Redacţia: Bucureşti, Bd. Magheru 33, Sectorul 1. Telefon: 154470. Instituţiile pot achita abonamente pentru biblioteci şi cabinete tehnice în contul de virament nr. 30.11.8.01.01 BN R.S.R. — Sectorul 4. Tarif pentru întreprinderi: lei 100 anual. Tarif pentru abonamente individuale: lei 30 anual. Preţul unui exemplar: 5 lei. Taxele poştale achitate anticipat, conform aprobării D.G.P.Tc. nr. 137/125/1975

I. P. I. c.382

1976 MAR 29

E2039
MW
R
REFERÁLVA

3-4



energetica

VOLUMUL XXIII
BUCUREŞTI
MARTIE — APRILIE 1975

ICEMENERG

INSTITUTUL DE CERCETĂRI ȘI MODERNIZĂRI ENERGETICE

ICEMENERG

EXECUTĂ CERCETĂRI ȘTIINȚIFICE PENTRU ASIGURAREA :

- dezvoltării sistemului energetic ;
- exploatării sigure și economice a instalațiilor din sistemul energetic ;
- continuității și siguranței în alimentarea consumatorilor ;
- ridicării nivelului tehnic în proiectarea, construcția și exploatarea instalațiilor de producere, transport și utilizare a energiei electrice și termice.

ICEMENERG

ACORDĂ ASISTENȚĂ TEHNICĂ PRIN STUDII, CERCETĂRI ȘTIINȚIFICE ȘI SERVICE ÎN DOMENIILE :

- sisteme, stații și rețele electrice ;
- producerea și utilizarea energiei electrice ;
- tehnica tensiunilor înalte ;
- automatizare ;
- instalații termomecanice ale centralelor termoelectrice și de termoficare ;
- chimia centralelor termoelectrice ;
- hidrotehnică industrială în centrale termoelectrice ;
- centrale hidroelectrice ;
- cercetări economice și organizarea științifică a producției.

ICEMENERG

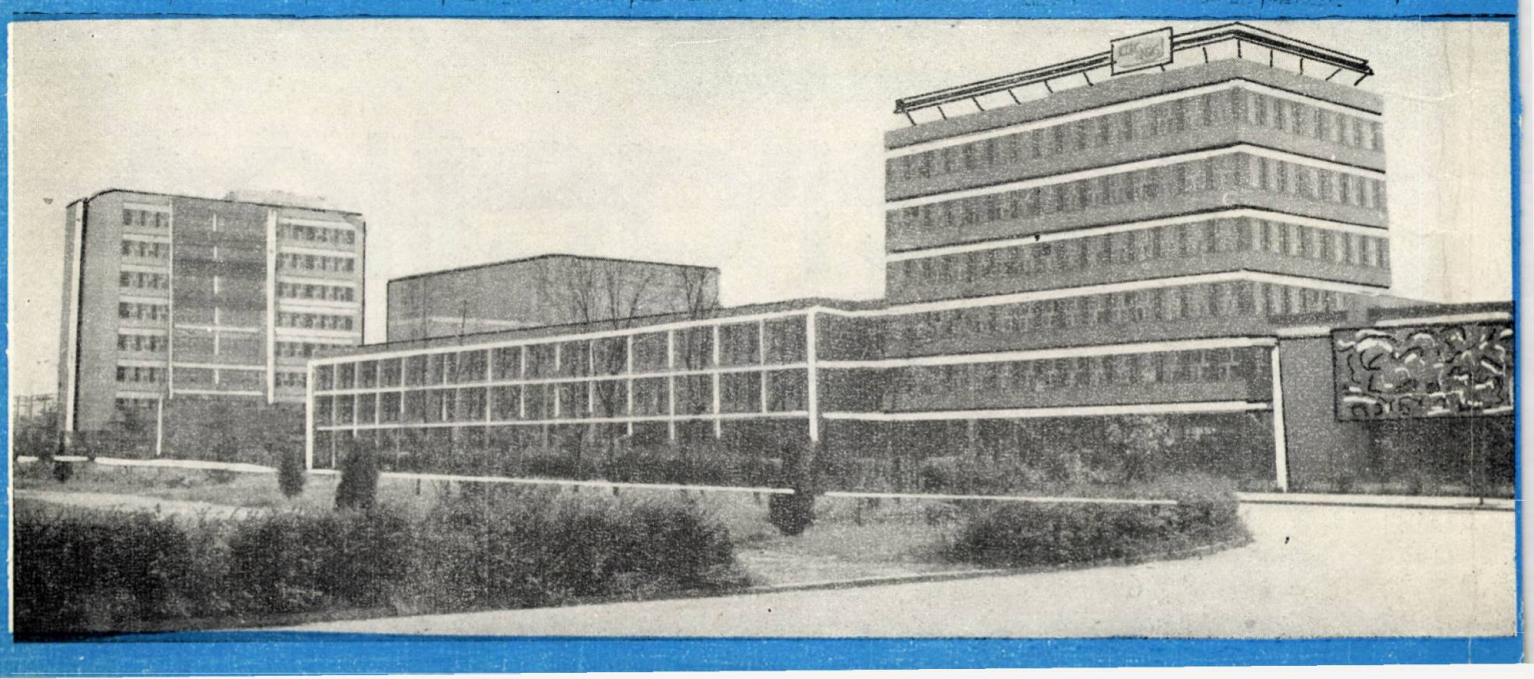
PRODUCE APARATE ȘI ECHIPAMENTE SPECIALE DE MICĂ SERIE PENTRU :

- instalații de telemecanică ;
- instalații de telecomunicații ;
- instalații de automatizare și protecție prin relee ;
- aparataj pentru dotarea laboratoarelor de încercări în centrale, stații și rețele electrice.

ICEMENERG

EFECTUEAZĂ LUCRĂRI DE SERVICE PE BAZĂ DE CONTRACTE CU ÎNTREPRINDERI EXPORTATOARE ÎN ROMÂNIA, PENTRU APARATE DE MĂSURĂ ȘI CONTROL ELECTRICE ȘI ELECTRONICE ÎN PERIOADA DE GARANȚIE A ACESTORA.

București, Bd. Energeticienilor, nr. 8, sect. IV
Tel. 21.46.30



ENERGETICA

ORGAN AL MINISTERULUI ENERGIEI ELECTRICE
ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR
DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

ANUL 23 Nr. 3–4 1975

Cuprinsul

		Pag.
L. Stanisavlievici	**Agresivitatea gazelor de ardere**	104
C. Neaga	**Modificări ale cîmpului de concentraţii din jurul particulei de cărbune datorită gazelor de ardere recirculate**	107
I. Hajdu, C. Cristuinea, L. Kovats şi Tr. Ieremiciu	**Analiza stării de tensiune din peretele unei conducte de abur viu dintr-o centrală termoelectrică de mare putere**	112
V. Şerban, P. Şerban şi V. Tănăsoiu	**Contribuţii la aplicarea programării neliniare în optimizarea unei CNE**	120
H. Albert	**Consideraţii privind conservarea puterilor în schemele cu generator echivalent**	123
O. Crişan	**Modelarea analogică a generatorului sincron şi a elementelor sale exterioare în scopul analizei fenomenelor tranzitorii**	131
D. Drăgan	**Acordarea optimă a unui regulator automat de excitaţie avînd ca semnale adiţionale abaterea şi derivata vitezei unghiulare (sau a frecvenţei)**	141
A. Petroianu	**Lucrări de doctorat efectuate în ultimii ani în S.U.A. în domeniul regimurilor staţionare, estimării stării şi calculelor de vulnerabilitate ale sistemelor energetice**	146
	RECENZII	

**Revista apare sub îndrumarea
Consiliului ştiinţific
al Institutului central de cercetări energetice**

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 621.311.25:621.186:691

Станисавлиевич, Л.: **Агрессивность отработанных газов (топочных)**

Производятся некоторые уточнения, используемые в том, что касается влияния топочных газов, происходящих из топлив ископаемых тверхдых и жидких, на строительные материалы дымовых труб. Анализируется ситуация теплоэлектростанций, касающаяся низкокачественных углей (смешанные угли из Валя Жиулуй, лигниты, горючие сланцы) и на мазут с небольшим количеством серы и, соответственно, с большим количеством серы.

Energetica 23 (1975), N 3–4, стр. 104

ДК 621.6:662.613.5

Няга, К.: **Модифицирование концентрированного поля вокруг углевых частиц, благодаря повторному использованию топочных газов**

Аналитически делаются выводы, относящиеся выражений концентраций газов вокруг распыленной частицы угля, беря во внимание одновременное развертывание первичных и вторичных реакций. Показывается влияние обратных топочных газов на структуру концентрированного микрополя и, в заключение, связь между характерной скоростью сгорания — и степенью повторного использования.

Energetica 23 (1975), N 3–4, стр. 107

ДК 621.186.3 ; 621.311.22 ; 539.319

Хажду, И., Кристуиня, К., Ковач, Л и *Иеремичиу, Тр.:* **Анализ состояния напряжения в стенках одного трубопровода живого пара в теплоэлектростанции большой мощности**

Energetica 23 (1975), N 3–4, стр. 112

ДК 621.311.25 ; 621.039.56 ; 681.3.06

Шербан, В., Шербан, П. и *Тэнэсоиу, В.:* **Участие в применении нелинейного программирования при оптимизации одной атомной электростанции**

Авторы предлагают применение двух методов нелинейного программирования (Росен и Росенбрук) в определении технического и экономического оптимума одной атомной электростанции.

Energetica 23 (1975), N 3–4, стр. 120

ДК 621.311.1.001.5

Альберт, Х.: **Соображения относительно сохранения мощностей в схемах с эквивалентным генератором**

Energetica 23 (1975), N 3–4, стр. 123

ДК 621.311.1:681.31

Кришан, О.: **Аналогичное моделирование синхронного генератора и его внешних элементов с целью анализа переходных явлений**

Представляется аналогическая модель для синхронной машины, которая имеется в виду в общем представлении и присоединенная посредством одной сети к системе бесконечной мощности.

Эта модель употребляется для анализа стационарных режимов, переходных электромагнитных режимов и переходных электродинамических. Модель включает главные нелинейные явления из машины и позволяет присоединение элементов регулирования пары и возбуждения.

Energetica 23 (1975), N 3–4, стр. 131

ДК 621.316.7 ; 621.313

Дрэган, Д.: **Оптимальное предоставление одного автоматического регулятора возбуждения, имея в качестве дополнительных сигналов отклонение и производную угловой скорости (или частоты)**

Предлагается определение оптимальных параметров функций перевода этих регуляторов на один автоматический регулятор возбуждения с дополнительными оптимальными сигналами типа отклонения и производной угловой скорости (или величин эквивалентных им).

Energetica 23 (1975), N 3–4, стр. 141

ДК 621.311.1

Петрояну, А.: **Работы докторской степени, проделанные в последнее время в США в области стационарных режимов, количественной оценки положения и вычислений уязвимости энергетических систем**

Energetica 23 (1975), N 3–4, стр. 146

INHALTSVERZEICHNIS

DK 621.311.25:621.186:691

Stanisavlievici, L.: **Aggressivität der Verbrennungsgase**

Es werden einige wertvolle Bemerkungen bezüglich des Einflusses der bei der Verfeuerung fossiler fester und flüssiger Brennstoffe entstehenden Rauchgase auf das Baumaterial der Schornsteine gemacht. Ferner wird die Lage in den Wärmekraftwerken bezüglich der Einsatzbesonderheiten von minderwertigen Kohlensorten (Valea Jiului — Mischkohle, Lignitkohlen, Anina-Ölschiefer) und vom schwefelarmen-bzw. schwefelreichen Schweröl analysiert.

Energetica 23 (1975), H. 3–4, S. 104

DK 621.6:662.613.5

Neaga, C.: **Änderungen im Konzentrationsfeld um den Kohlenstaubkorn durch rückgeführte Verbrennungsgase**

Die Ausdrücke der Gaskonzentrationen um den zerstäubten Kohlenkorn werden analytisch abgeleitet, indem die gleichzeitige Entwicklung der Primär- und Sekundärreaktionen berücksichtigt wird. Weiter wird der Einfluss der rückgeführten Verbrennungsgase auf die Struktur des Konzentrationsmikrofeldes und am Ende die Beziehung spezifische Brenngeschwindigkeit — Rückführungsgrad gezeigt.

Energetica 23 (1975), H. 3–4, S. 107

DK 621.186.3 ; 621.311.22 ; 539.319

Hajdu, I., Cristuinea, C., Kovats, L. und *Ieremiciu, Tr.:* **Analyse des Spannungszustanden einer Heissdampfrohrwand in einem Grossleistungskraftwerk**

Energetica 23 (1975), H. 3–4, S. 112

DK 621.311.25 ; 621.039.56 ; 681.3.06

Şerban V., Şerban, P. und *Tănăsoiu, V.:* **Beiträge zur Anwendung der nichtlinearen Programmierung bei der Optimierung eines Kernkraftwerks**

Die Autoren stellen sich die Aufgabe, zwei nichtlineare Programmierungsmethoden (die Rosen- und Rosenbrockmethode) an die Bestimmung des technischen und wirtschaftlichen Optimums eines Kernkraftwerks anzupassen.

Energetica 23 (1975), H. 3–4, S. 120

DK 621.311.1.001.5

Albert, H.: **Zur Frage der Leistungsaufbewahrung in den Schaltbildern mit äquivalentem Generator**

Energetica 23 (1975), H. 3–4, S. 123

DK 621.311.1:681.31

Crişan, O.: **Die Analogmodellierung eines Synchrongenerators und seiner Aussenelemente zwecks Analyse der transitiven Phenomena**

Es wird ein analoges Modell einer allgemeinen Synchronmaschine gezeigt, die durch ein Netz zu einem Energiesystem unendlicher Leistung als angeschlossen betrachtet wird. Das Modell ist bei der Analyse der stationären, transitiv-elektromagnetischen und transitiv-elektrodynamischen Fahrweise verwendbar. Es beeinhaltet die wichtigsten nichtlinearen Phenomena der Maschine und erlaubt den Anschluss der Regelungselemente der Kupplung- und Erregung.

Energetica 23 (1975), H. 3–4, S. 131

DK 621.316.7 ; 621.313

Drăgan, D.: **Die optimale Abstimmung eines automatischen Erregungsreglers unter Anwendung der Abweichung und der Winkelgeschwindigkeit (oder der Frequenz) als Zusatzzeichen**

Es wird die Bestimmung der optimalen Parameter der Übertragungsfunktion dieser Regler für einen automatischen Erregungsregler unter Anwendung optimaler Zusatzzeichen, wie die Abweichung und die Ableitung der Winkelgeschwindigkeit (oder änliche Grössen) vorgeschlagen.

Energetica 23 (1975), H. 3–4, S. 141

DK 621.311.1

Petroianu, A :. **Einige in den letzten Jahren in den USA auf dem Gebiet der stationären Fahrweise, der Zustandeinschätzung und der Berechnung der Störanfälligkeit der Energieversorgungssysteme veröffenlichten Doktorarbeiten**

Energetica 23 (1975), H. 3–4, S. 146

SOMMAIRE

CD 621.311.25:621.186:691

Stanisavlievici, L. : **Agressivité des gaz de combustion**

Des précisions utiles sont faites en ce qui concerne l'influence des gaz de combustion provenus des combustibles fossiles, solides et liquides, sur les matériaux de construction des cheminées. La situation des centrales thermiques est analysée par rapport aux charbons de qualité inférieure (mixtes de Valea Jiului, lignites, schistes d'Anina) et au mazout ayant un contenu réduit et, respectivement, élevé de soufre.

Energetica 23 (1975), no. 3–4, p. 104

CD 621.6:662.613.5

Neaga, C. : **Modifications du champ de concentrations autour de la particle de charbon dues aux gaz recyclés**

Les expressions des concentrations des gaz autour de la particle de charbon pulvérisé sont déduites par voie analytique, compte-tenu de déroulement simultané des réactions primaires et secondaires. L'auteur relève l'influence des gaz recyclés sur la structure du microchamp de concentration et, finalement, la corrélation vitesse spécifique de combustion — degré de recyclage.

Energetica 23 (1975), no. 3–4, p. 107

CD 621.186.3:621.311.22:539.319

Hajdu, I., Cristuinea, C., Kovats, L. et *Ieremiciu, Tr.* : **Analyse de l'état de tension dans la paroi d'un tuyau de vapeur vive dans une centrale thermique de grande puissance**

Energetica 23 (1975), no. 3–4, p. 112

CD 621.311.25:621.039.56:681.3.06

Şerban, V., Şerban, P. et *Tănăsoiu, V.* : **Contributions à l'application de la programmation non-linéaire dans l'optimisation d'une centrale nucléaire électrique**

Les auteurs se proposent d'adapter deux méthodes de programmation non-linéaire (Rosen et Rosenbrock) à la détermination de l'optimum technique et économique d'une centrale nucléaire électrique.

Energetica 23 (1975), no. 3–4, p. 120

CD 621.311.1.001.5

Albert, H. : **Considérations concernant la conservation des puissances dans les schémas à alternateur équivalent**

Energetica 23 (1975), no. 3–4, p. 123

CD 621.311.1:681.31

Crişan, O. : **Simulation analogique de l'alternateur synchrone et ses éléments extérieurs en vue de l'analyse des phénomènes transitoires**

On présente un modèle analogique pour la machine synchrone, considérée dans une représentation générale et branchée par l'intermédiaire d'un réseau à un système de puissance infinie. Le modèle est utile à l'analyse des régimes stationnaires, des régimes transitoires électromagnétiques et transitoires électrodynamiques. Le modèle renferme les principaux phénomènes non-linéaires de la machine et permet d'attacher les éléments du couple et de l'excitation.

Energetica 23 (1975), no. 3–4, p. 131

CD 621.316.7:621.313

Drăgan, D. : **Le réglage optimal d'un autorégleur d'excitation ayant pour signaux additionnels l'écart et la dérivée de la vitesse angulaire (ou de la fréquence)**

L'auteur se propose de déterminer les paramètres optimaux des fonctions de transfert de ces régulateurs pour un autorégleur d'excitation à signaux additionnels optimaux du type écart et dérivée de la vitesse angulaire (ou grandeurs qui leurs sont équivalentes).

Energetica 23 (1975), no. 3–4, p. 141

CD 621.311.1

Petroianu, A. : **Travaux de doctorat effectués les dernières années aux Etats Unis concernant les régimes stationnaires, l'évaluation de l'état et les calculs de vulnérabilité des systèmes énergétiques**

Energetica 23 (1975), no. 3–4, p. 146

CONTENTS

DC 621.311.25:621.186:691

Stanisavlievici, L. : **The aggressiveness of spent gases**

Some useful explanations concerning the influence of fossil, solid and liquid fuel spent gases on the smoke stacks construction materials are given. The situation from thermal power plants is analysed, referring to inferior coal (Jiu Valley mix, lignites, Anina oil shales) and to low sulphur and high sulphur oil.

Energetica 23 (1975), nr. 3–4, p. 104

DC 621.6:662.613.5

Neaga, C. : **Changes ofthe concentration field around the coal particles due to the recycled spent gases**

The expressions for the gas concentrations around the powered coal particles are analytically deduced, considering the simultaneous primar and secondary reactions course. The influence of the recycled spent gases upon the structure of the concentration microfield is shown, as well as finally the correlation specific combustion speed — recycling degree.

Energetica 23 (1975), nr. 3–4, p. 107

DC 621.186.3:621.311.22:539.19

Hajdu, I., Cristuinea, C., Kovats, L. and *Ieremiciu, Tr.* **The analysis of the tension state of a live steam pipe wall from a high power thermal power plant**

Energetica 23 (1975), nr. 3–4, p. 112

DC 621.311.25: 621.039.56: 681.3.06

Şerban, V., Şerban, P. and *Tănăsoiu, V.* : **Contribution to the application of the non-linear programming in the optimization of a nuclear power plant**

The authors propose to adapt two methods for non-linear programming (Rosen and Rosenbrock) to the determining of the technic and economic optimum of a nuclear power plant.

Energetica 23 (1975), nr. 3–4, p. 120

DC 621.311.1.001.5

Albert, H. : **Considerations regarding the powers conservation in the schemes with equivalent generator**

Energetica 23 (1975), nr. 3–4, p. 123

DC 621.311.1:681.31

Crişan, O. : **Analogic modelling of the synchronous generator and its external elements in order to analyse the transient phenomena**

An analogous model for the synchronous machine considered in a general representation and connected, by means of a network at a system of infinite power is presented. The model is useful for the analysis of the steady states, of the electromagnetic transient states and electrodynamic transient states. It includes the main non-linear phenomena from the machine and allows the attachment of the coupling control and excitation elements.

Energetica 23 (1975), nr. 3–4, p. 131

DC 621.316.7:621.313

Drăgan, D. : **The optimum tuning of an automatic excitation controller having as additional signals the angular speed deviation and derivation (or the frequency's)**

The determination of the optimal parameters of these controllers transfer functions for an automatic controller excitation with additional optimum signals of the angular speed deviation and derivation type (or equivalent values) is proposed.

Energetica 23 (1975), nr. 3–4, p. 141

DC 621.311.1

Petroianu, A. : **Doctor degrees papers elaborated last years in the USA in the field of steady-states, state estimations and the power systems vulnerability calculations**

Energetica 23 (1975), nr. 3–4, p.146

Agresivitatea gazelor de ardere

Ing. L. Stanisavlievici *)

Influenţa gazelor de ardere provenite din combustibilii fosili, solizi şi lichizi, asupra materialelor de construcţie ale coşurilor de fum, formează o problematică în care sînt încă utile unele precizări principiale. În cele ce urmează se va analiza situaţia din centralele termoelectrice, cu referire la cărbuni de calitate inferioară (mixte de Valea Jiului, ligniţi, şisturi de Anina) şi la păcură, cu sulf puţin şi sulf mult. Gazele naturale de la noi, ţinînd seamă de calitatea lor superioară, nu ridică practic probleme de natura celor discutate aici.

Pe baza datelor unor lucrări de cercetare efectuate în ICEMENERG şi a unor date termotehnice generale, au fost elaborate precizările care urmează. Ele se referă la stabilirea existenţei sau a inexistenţei unor diferenţe în agresivitatea gazelor de ardere, produse de combustibilii amintiţi, asupra materialelor coşului de fum, în condiţiile de exploatare ale centralelor termoelectrice.

Bioxidul de sulf din gazele de ardere în coş

Determinarea bioxidului de sulf prin măsurători directe, în gazele de ardere, necesită un volum mare de lucru, pentru a obţine valori medii reprezentative. Deseori valorile date în literatura tehnică diferă ca expresie şi trebuie recalculate pentru condiţiile care interesează, iar valoarea lor reprezentativă nu este totdeauna sigură.

Pentru problema care ne preocupă aici, se va recurge la calcularea conţinutului în bioxid de sulf al gazelor de ardere, pe baza unor date certe şi raportate la o situaţie anumită, caracteristică exploatării coşurilor de fum din centralele termoelectrice. Tabelul 1 dă aceste date, pentru combustibilii fosili, solizi şi lichizi, folosiţi în energetica noastră; excesul de aer la arderea cărbunilor fiind $\lambda = 1{,}2$, iar la arderea păcurii $\lambda = 1{,}1$.

Calcularea conţinutului în bioxid de sulf al gazelor de ardere umede s-a făcut în modul următor, exemplificat cu mixtele din Valea Jiului:

La arderea a 1kg cărbune, cu coeficientul de exces de aer $\lambda = 1{,}2$, iau parte şi 15 g sulf combustibil, care dau 30 g SO_2, respectiv 10,5 l SO_2.

În 1 Nm^3 gaze de ardere umede vor exista: $\frac{10{,}5}{8{,}4} = 1{,}25$ l SO_2 sau 0,13%.

În condiţiile din coş — la circa 150°C şi presiune practic normală — acest procent devine: $\frac{0{,}13}{1{,}5} = 0{,}09\%$ SO_2.

Din sulful total al combustibilului apare în gazele de ardere, în condiţiile din coş: $\frac{0{,}09 \times 100}{2{,}5} = 3{,}6\%$, iar din sulful combustibil: $\frac{0{,}09 \times 100}{1{,}5} = 6\%$.

În acest calcul nu a fost considerat trioxidul de sulf, ca aport separat, ci a fost exprimat tot în bioxid de sulf, eroarea astfel comisă nefiind semnificativă, deoarece, dată fiind mărimea ratei de conversie SO_2/SO_3, diferenţele apărute eventual, de sutimi de procente, pot fi neglijate.

Unei concentraţii mai mari de SO_2 în gazele de ardere din coş îi corespunde o concentraţie proporţional mai mare în SO_3; din punctul de vedere al acţiunii agresive asupra materialelor coşului de fum, interesează acest din urmă component. Se observă, din datele ultimei coloane a tabelului 1, că situaţia pentru păcura sulfuroasă sau cu sulf puţin este mai avantajoasă decît aceea a cărbunilor inferiori, mixte de Valea Jiului, şi mult mai favorabilă decît aceea a ligniţilor sau a şisturilor bituminoase. Raportat la sulful total (penultima coloană a tabelului 1) situaţia este modificată, dar asemenea date nu ar fi corecte în aceste consideraţii.

Tabelul 1

Caracteristicile termochimice ale diferiţilor combustibili fosili

Combustibilul	Cenuşa, % în pondere	Aer necesar $\lambda = 1{,}2$, resp. 1,1 Nm^3/kg	Gaze de ardere umede $\lambda = 1{,}2$, resp. 1,1 Nm^3/kg	Sulf total, % în pondere	Sulf comb., % în pondere	SO_2 în gaze, în % de volume, la		Din sulful total, în gaze, ca SO_2, în coş, %	Din sulful combust. în gaze, ca SO_2, în coş, %
						15°C	150°C		
Mixte de Valea Jiului	40	7	8,4	2,5	1,5	0,13	0,09	3,6	6
Ligniţi	40	3,5	5	2	1,2	0,18	0,12	6	10
Şisturi de Anina	70	3,5	5	0,7	0,25	0,03	0,02	2,86	8
Păcură cu sulf puţin	0.25	9,50	11,3	0,6	0,5	0,03	0,02	3,3	4
Păcură sulfuroasă	0,18	9,50	11,7	2,5	2,49	0,15	0,10	4	4,01

*) Ing. Louis Stanisavlievici este cercetător ştiinţific principal la ICEMENERG.

Punctul de rouă acid

În exploatarea coşurilor de fum convenţionale — deci şi cele din centralele termoelectrice — punctul de rouă acid care se ia în considerare este acela referitor la apariţia acidului sulfuric, format din condensarea trioxidului de sulf şi a vaporilor de apă.

Acidul sulfuric are un efect mai agresiv asupra materialelor de construcţie ale coşului de fum decît acidul sulfuros sau acidul clorhidric; temperaturile punctului de rouă acid ale acestora din urmă sînt mai mici decît ale acidului sulfuric şi, în condiţii normale de exploatare, mai puţin probabil de a fi atinse, chiar în coşuri de înălţime mare.

Teoretic se poate forma acid sulfuric din condensarea vaporilor de bioxid de sulf şi de apă, pînă la temperaturi de 180° — 200°C, însă în condiţiile de funcţionare a coşului, acest punct de rouă acid poate coborî la temperaturi mult mai scăzute. Factorii interferenţi sînt numeroşi; menţionăm pe principalii dintre aceştia:

— Conţinutul în sulf al combustibilului: valoarea punctului de rouă acid este mai mare cînd conţinutul în sulf este mai mare.

— Condiţiile de ardere: temperaturile înalte favorizează scăderea temperaturii punctului de rouă acid, pe cînd creşterea excesului de aer măreşte această temperatură.

— Prezenţa catalizatorilor de conversie SO_2/SO_3 în produsele de ardere, cum sînt oxizii de fier şi oxizii de vanadiu.

— Alternanţa, la ardere, a mai multor feluri de combustibili, care măreşte primejdia agresivităţii potenţiale a gazelor de ardere. Un efect similar îl poate avea şi folosirea simultană, periodică sau continuă, a mai multor combustibili din motive tehnice; acesta este cazul susţinerii arderii a cărbunilor inferiori, în praf, sau pornirilor cazanelor folosind acest combustibil.

Mai trebuie menţionaţi încă factori specifici, ca: particularităţile constructive ale focarului cazanelor, variaţia de sarcină, respectiv funcţionarea cu sarcină redusă a cazanelor, opriri şi reporniri dese, înălţimea coşului (actualmente ponderea specifică a coşurilor mai înalte de 100 m prevalează în sectorul energetic din toată lumea).

Tabelul 2 prezintă orientativ, valoarea punctului de rouă acid pentru unii combustibili fosili, în raport cu conţinutul lor în sulf total, la arderea cărbunilor cu un exces de aer de $\lambda = 1{,}2$ şi la arderea păcurii cu un exces $\lambda = 1{,}1$.

Din punctul de vedere al agresivităţii potenţiale a gazelor de ardere asupra materialelor de construcţie a coşurilor, exprimată prin punctul de rouă acid, ar fi de preferat folosirea combustibililor fosili cu conţinut redus în sulf. Aceasta ar permite şi o elasticitate mai mare

Tabelul 2

Punctul de rouă acid (valori orientative)

Combustibilul	S total, %	Exces de aer, λ	Punct de rouă acid, °C
Cărbuni	2	1,2	145
	3	1,2	155
Păcură	0,6	1,1	120
	2	1,1	128
	3	1,1	142

a exploatării (în ceea ce priveşte variaţia sarcinii pe cazane, rigurozitatea respectării temperaturii gazelor de ardere pe traseul din afara cazanului etc.), fără riscul de a intra într-o zonă de formare a condensatelor acide în coş. Acest deziderat este tot mai greu de realizat astăzi pentru combustibilii fosili.

În condiţii echivalente de exploatare, păcura cu conţinut mic de sulf prezintă garanţia cea mai mare faţă de primejdia apariţiei punctului de rouă acid, în toate zonele coşului de fum.

Păcura cu sulf mult are un punct de rouă acid mai mic decît al cărbunilor cu un conţinut asemănător în sulf, cu toate că, de regulă, conţinutul în vanadiu catalizator al conversiei SO_2/SO_3 este mai mare decît la păcurile nesulfuroase, dar efectul său este mai puţin pregnant decît acela al mărimii excesului de aer. La arderea păcurii putîndu-se menţine mai uşor şi mai sigur un exces mic de aer, se asigură totodată şi un punct de rouă acid mai coborît al gazelor de ardere din coş; preocuparea, în acest sens, este deci mai mică la folosirea păcurii decît la folosirea cărbunilor pentru ardere în focarele cazanelor de abur.

Deoarece temperatura coroziunii maxime se situează cu cîteva zeci de grade sub temperatura punctului de rouă acid, apare evidentă necesitatea de a folosi, *în toate cazurile*, materiale anticorosive în construcţia coşurilor de fum, chiar numai din motive preventive.

Cenuşa zburătoare

a) În ceea ce priveşte aspectul calitativ al acestei problematici, în tabelul 3 se prezintă compoziţia *cenuşii rezultate din arderea completă, în laborator, a unor combustibili fosili solizi.*

Tabelul 3

Compoziţia cenuşii diferiţilor cărbuni

Felul cărbunilor	Compoziţia cenuşii, %							
	CaO	MgO	K_2O	Na_2O	SiO_2	Al_2O_3	Fe_2O_3	U_2O_5
Mixte de Valea Jiului şi ligniţi	4,5	2	2,5	1	50	25	15	—
Şisturi de Anina	2	2	4	1	50	28	13	—

Componenţii insolubili în apă şi în acizi: SiO_2, Al_2O_3 şi Fe_2O_3, constituie 90% din cenuşă; componenţii care, prin natura lor alcalină, ar putea „neutraliza" o cantitate echivalentă de acid, reprezintă numai 10% din material.

Comparativ cenuşa păcurii are o compoziţie întrucîtva diferită: ea conţine foarte puţină silice şi oxid de aluminiu, mici cantităţi de oxizi de vanadiu (ceva mai mult în păcura sulfuroasă); suma oxizilor metalelor grele, de forma R_2O_3, constituie însă tot 90% din material.

Această compoziţie permite să se afirme că, în ceea ce priveşte o eventuală reacţie dintre particulele de cenuşă zburătoare din gazele de ardere în coş şi condensatul agresiv care se formează la atingerea punctului de rouă acid, toţi aceşti combustibili de care ne ocupăm aici au, calitativ, posibilităţi egale.

Absorbţia componentelor acide din gazele de ardere, de către materialul de construcţie al canalelor de gaze şi al bazei coşului de fum, are loc continuu, deci în zone cu temperaturi mult superioare punctului de rouă acid. Fenomenul are proporţii reduse şi, cum arată experienţa exploatării, el apare şi în cazul arderii cărbunilor cu un procent de sulf egal sau mai mic chiar decît acela al păcurii sulfuroase. Absorbţia gazelor de către material permite condensarea vaporilor şi formarea acidului, care degradează lent materialul, dacă acesta nu prezintă, prin compoziţia lui, rezistenţă la agresiune acidă.

Transpunînd aceste consideraţii şi constatări la condiţiile din coşul de fum, se poate admite o absorbţie de gaze acide de către particulele de cenuşă zburătoare, dar, la viteză verticală mare de circulaţie, la circulaţia în echicurent şi la proporţie redusă de material „activ" din granulele de cenuşă, efectul nu poate fi decît minimal. Trebuie subliniat însă că *acest efect este identic în cazul oricăruia dintre combustibilii de care ne-am ocupat aici.*

b) *Cenuşa zburătoare din gazele de ardere în coş.* Deoarece stăruie încă tendinţa de a atribui cenuşii zburătoare de la arderea cărbunilor capacitatea de a combate, în coş, efectele dăunătoare ale agresivităţii acide a gazelor de ardere, vom analiza în completare şi aspectul cantitativ al acestei problematici.

Tabelul 4 prezintă cantitatea de suspensii solide din cenuşa zburătoare în coş, la 150°C şi presiunea atmosferică; cantitatea este exprimată în dm^3, la 1000 m^3 gaze de ardere. Combustibilii luaţi în considerare sînt cei caracterizaţi în tabelul 1.

La stabilirea valorilor din tabelul 4 s-au luat în considerare următoarele date: cenuşa zburătoare reprezintă, la arderea în praf a cărbunilor menţionaţi, circa 55% din cenuşa totală; eficienţa reţinerii cenuşii zburătoare în

Tabelul 4

Suspensiile solide din gazele de ardere în coş

Combustibili	Mixte de Valea Jiului	Ligniţi	Şisturi de Anina	Păcură	
				cu sulf puţin	sulfuroasă
La 1000 m^3, la 150°C, dm^3	0,09	0,14	0,25	0,10	0,07
Raportul volumelor	$1{,}1 \cdot 10^7$	$7 \cdot 10^6$	$4 \cdot 10^6$	10^7	$9 \cdot 10^6$

electrofiltre este de 99,4%; la arderea păcurii, cenuşa zburătoare reprezintă circa 90% din cenuşa totală; combustia în focar se consideră că are loc cu excesele de aer menţionate mai înainte; greutatea specifică a cenuşii zburătoare este de 1,2 kg/dm^3.

Ca exemplu de calcul luăm cazul ligniţilor: cenuşa $\cong 40\%$, din 1 kg lignit, la ardere cu $\lambda = 1{,}2$ se produc 5 Nm^3 gaze de ardere, respectiv 7,5 m^3, la 150°C (situaţie echivalentă, în genere, intrării în coş).

Cenuşa zburătoare reprezintă $\frac{40 \times 55}{100} = 22\%$ din cenuşa totală.

Cenuşa necaptată de electrofiltre reprezintă $\frac{22(100 - 99{,}4)}{100} = 0{,}13\%$ din cenuşa totală.

La 1000 m^3 gaze de ardere, la 150°C, volumul acestor suspensii solide reprezintă $\frac{0{,}13 \times 0{,}83 \times 1000}{100 \times 7{,}5} = 0{,}14$ dm^3.

Raportul volumelor gaze de ardere/supensii solide este

$$\frac{10^3}{0{,}14 \cdot 10^{-3}} = 7 \cdot 10^6.$$

După cum se vede din tabelul 4, raportul volumelor — adică, de fapt, „concentraţia" suspensiilor solide în gazele de ardere — prezintă între ele diferenţe nesemnificative, pentru toţi combustibilii luaţi în considerare. Pe de altă parte, am văzut că cenuşile respective au toate o constituţie asemănătoare; în consecinţă, toţi aceşti combustibili dau, în gazele lor de ardere, în coş, aceleaşi condiţii faţă de o eventuală „neutralizare" a acidităţii apărute la atingerea punctului de rouă acid. Mai trebuie adăugat că vitezele verticale ale gazelor de ardere în coş sînt, în toate cazurile, atît de mari, încît cenuşa zburătoare este antrenată practic complet din coş. Constatările făcute în coşuri, după ani de funcţionare, confirmă acest fapt. Nu se produc deci aglomerări de cenuşă care ar putea absorbi în continuare şi neutraliza acidul format prin condensări din gazele de ardere.

Concluzii

Din analiza situației existente în coșurile de fum ale centralelor termoelectrice, în ceea ce privește agresivitatea gazelor de ardere asupra materialelor de construcție, nu apare justificată vreo clasificare generală a combustibililor folosiți în : inofensivi — cărbunii — și primejdioși sau dînd „probleme" — păcura.

O eventuală clasificare a combustibililor din acest punct de vedere trebuie să țină seama de toți factorii interferenți care activează în condițiile de exploatare și care pot răsturna aprecierile făcute apriori numai pe baza unor considerente generale.

Măsurile constructive, antiagresive, luate în concepția și execuția coșurilor de fum ale centralelor termoelectrice, nu au un raport direct cu natura combustibilului folosit pentru cazanele de abur. Ele sînt general valabile și destinate a preîntîmpina distrugerea materialului și periclitarea integrității coșului, în orice eventualitate de incidente în cursul exploatării și care ar putea duce la atingerea punctului de rouă acid în coș.

Asemenea măsuri sînt obligatorii în *toate* cazurile, chiar dacă prin proiect și prin condițiile de exploatare nu s-au constatat, în decurs de decenii, condensări acide în actualele coșuri. Asigurarea totală a continuității exploatării primează asupra oricăror altor considerente (cum ar fi, de pildă, cele economice). Nu trebuie pierdut din vedere faptul că actualul punct de rouă acid, luat în considerare la proiectarea coșurilor de fum, poate să fie modificat, în viitor, în sens defavorabil, ca în cazul folosirii unui combustibil mai sulfuros, sau al alternanței de mai mulți combustibili.

Măsurile de protecție antiacidă luate prin alegerea în consecință a materialelor coșului permit, fără vreun risc pentru siguranța în timp a exploatării, o anumită elasticitate de regim, de pildă funcționare cu variații de sarcină, opriri totale periodice și reporniri, sau instalări de cazane de construcție diferită.

Problemele ecologice, devenind tot mai exigente, au drept consecință mărirea înălțimii coșurilor de fum și implicit impun aplicarea măsurilor de protecție antiacidă, indiferent de felul combustibilului folosit pentru cazanele de abur.

(Articol intrat în redacție la 31 ianuarie 1975)

Modificări ale cîmpului de concentrații din jurul particulei de cărbune datorită gazelor de ardere recirculate

Ing. C. Neaga*)

Arderea particulei de cărbune pulverizat este rezultatul unor reacții succesive și paralele care au loc fie în fază gazoasă (reacții omogene), fie pe suprafața însăși a particulei (reacții eterogene). Dintre cele mai importante se amintesc :

a) reacții primare :

— oxidarea carbonului pînă la oxid de carbon

$$2C + O_2 = 2CO + Q_1; \quad (1)$$

— oxidarea carbonului pînă la bioxid de carbon

$$C + O_2 = CO_2 + Q_2; \quad (2)$$

b) reacții secundare :

— reducerea bioxidului de carbon

$$CO_2 + C = 2\,CO - Q_{21}; \quad (3)$$

— arderea oxidului de carbon

$$2\,CO + O_2 = 2\,CO_2 + Q_{12}, \quad (4)$$

în care Q reprezintă efectul termic al reacției respective.

*) Ing. Constantin Neaga este șef de lucrări la Catedra de cazane și turbine cu abur și gaze, Facultatea de mecanică, Institutul politehnic București.

În figura 1 se arată schematic modul de desfășurare a reacțiilor menționate mai sus, în funcție de temperatură. Astfel, pentru o temperatură a gazelor $t_g < 700°C$, au loc reacțiile (1) și (2) (cazul I'); dacă temperatura gazelor

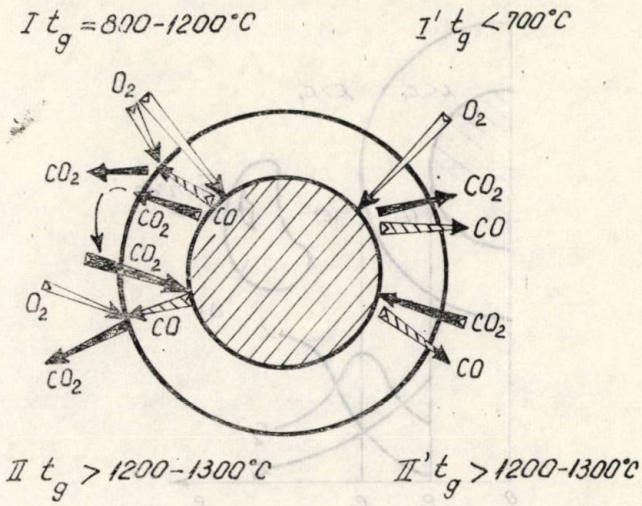


Fig. 1. Schema reacțiilor chimice care au loc pe suprafața și în jurul particulei de cărbune.

depășește 700°C (temperatura de aprindere a oxidului de carbon este ~ 750°C), la o distanță oarecare de particulă—locul geometric al amestecului stoichiometric format de CO și O_2—are

loc și arderea oxidului de carbon (cazul I). În urma acestei reacții concentrația de CO_2 în frontul de flacără crește, ceea ce face ca el să difuzeze atît în exterior cît și spre particulă. Dacă temperatura este mai mare de 1200—1300°C, fluxul de CO_2 care difuzează spre particulă intră cu carbonul într-o reacție de reducere (3) (cazurile II și II').

Ținînd cont de reacțiile posibile arătate mai sus, în jurul particulei de cărbune se formează o circulație continuă de substanțe: fluxul de oxigen din mediul înconjurător spre particulă, iar produsele de ardere în sens invers. Datorită variației numărului de molecule în urma reacțiilor chimice, fluxul gazelor de ardere este mai mare decît al oxigenului, ceea ce face să apară o viteză convectivă cu sensul spre exterior, viteză ce îngreuiază transferul prin difuzie a oxigenului spre particulă.(În schema din figura 1 s-a considerat nulă viteza relativă particulă—mediu).

Gazele de ardere recirculate (forțat sau natural) conduc la modificarea microcîmpului de concentrații din jurul particulei de cărbune. Aceste modificări se datoresc atît variației regimului de temperaturi, cît și a concentrațiilor inițiale ale diverselor substanțe. În lucrarea de față se evidențiază pe cale analitică aceste modificări.

Expresiile analitice ale concentrațiilor substanțelor

În figura 2 se arată, calitativ, forma microcîmpului de concentrații. Frontul de flacără împarte domeniul în două subdomenii: interior (i) și exterior (e). Aceste subdomenii se

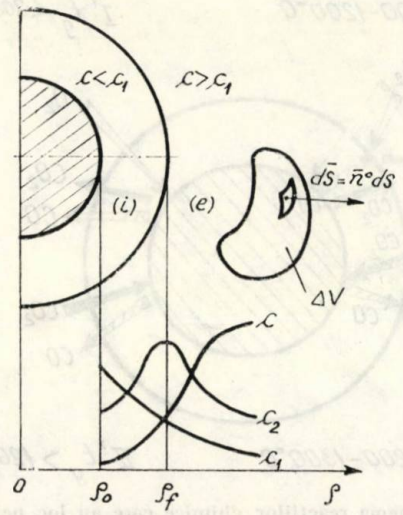


Fig. 2. Aspectul calitativ al concentrațiilor gazelor în jurul particulei de cărbune.

caracterizează prin concentrații diferite ale substanțelor. Totodată, din figură reies și cîteva notații folosite ulterior.

Pentru un element de volum ΔV aflat fie în subdomeniul (e), fie în (i), se scrie legea conservării unui anumit component (pentru generalizare se notează c_i): variația în timp și spațiu a componentului respectiv se datorește diferenței între fluxul care intră în ΔV prin suprafața lui exterioară și viteza de consum în urma reacției chimice,

$$\int_V \frac{dc_i}{d\tau} dV = -\oint_S D \operatorname{grad} c_i \, d\bar{S} - \int_V W_i dV, \text{ kgf/s.} \tag{5}$$

Considerînd fenomenul staționar și viteza relativă particulă — mediu nulă, neglijînd viteza creată de faptul că fluxul gazelor de ardere este mai mare ca fluxul de oxigen și aplicînd teorema divergenței, ecuația (5) devine

$$\operatorname{div}(D \operatorname{grad} c_i) - W_i = 0, \text{ kgf/m}^3\text{s}. \tag{6}$$

Dacă particularizăm, pentru arderea oxidului de carbon,

$$W_1 = D\nu_1^2 c\, c_1, \quad \text{kgf/m}^3\text{s}. \tag{7}$$

Presupunînd D = const., ecuația (6) pentru oxid de carbon devine

$$\operatorname{div}(\operatorname{grad} c_1) - \nu_1^2 c\, c_1 = 0. \tag{8}$$

Ecuații similare se scriu și pentru oxigen și pentru bioxidul de carbon. În vederea liniarizării lor (în ecuația 8 apare produsul $c\,c_1$), se face următoarea remarcă: în subdomeniul exterior (e), $c > c_1$ și deci viteza de ardere este controlată de componentul cu concentrația cea mai mică, adică se poate scrie

$$W_1 \cong \nu_1^2 D\, c_1 \tag{9}$$

Din contră, pentru subdomeniul (i), în care $c < c_1$ se poate scrie

$$W_1 \cong \nu_1^2 Dc'. \tag{10}$$

(Cu semnul prim se notează concentrațiile din partea interioară a frontului de flacără).

Dacă se consideră arderea uniformă a particulei în toate punctele pe suprafața ei (particulă „egal accesibilă"), adică suprafețele de concentrație constantă fiind sfere concentrice, cu expresiile (9) și (10) se pot scrie următoarele sisteme de ecuații diferențiale, în coordonate sferice:

— pentru subdomeniul exterior :

$$\left.\begin{aligned} &\frac{d^2c}{d\rho^2}+\frac{2}{\rho}\frac{dc}{d\rho}-\nu_1^2 c_1=0;\\ &\frac{d^2c_1}{d\rho^2}+\frac{2}{\rho}\frac{dc_1}{d\rho}-\nu_1^2 c_1=0;\\ &\frac{d^2c_2}{d\rho^2}+\frac{2}{\rho}\frac{dc_2}{d\rho}+\nu_2^2 c_1=0, \end{aligned}\right\} \quad (e)$$

unde $\nu_2^2 = \mathscr{H}/D$,

— pentru subdomeniul interior :

$$\left.\begin{aligned} &\frac{d^2c'}{d\rho^2}+\frac{2}{\rho}\frac{dc'}{d\rho}-\nu_1^2 c'=0;\\ &\frac{d^2c_1'}{d\rho^2}+\frac{2}{\rho}\frac{dc_1'}{d\rho}-\nu_1^2 c'=0;\\ &\frac{d^2c_2'}{d\rho^2}+\frac{2}{\rho}\frac{dc_2'}{d\rho}+\nu_2^2 c'=0. \end{aligned}\right\} \quad (i)$$

Se mai cunoaşte, de asemenea, încă o relaţie de legătură între concentraţiile de bioxid de carbon, oxid de carbon şi oxigen, şi anume ecuaţia generală a arderii, care se poate prezenta astfel :

$$(1+\beta)\,CO_2 + (0{,}605+\beta)\,CO + O_2 = 21, \quad (11)$$

unde caracteristica combustibilului β are expresia

$$\beta = 2{,}37\,\frac{H^i - O^i/8 + 0{,}038N^i}{C^i} \quad (12)$$

H^i; O^i; N^i; C^i reprezintă hidrogenul, oxigenul, azotul şi carbonul analizei elementare a masei iniţiale, %).

Exprimînd concentraţiile gazelor componente prin unităţi de greutate, ecuaţia (11) devine :

$$(1+\beta)\frac{32}{44}C_2 + 2(0{,}605+\beta)\frac{32}{56}C_1 + C = c_0, \quad (11')$$

unde c_0 este concentraţia iniţială a oxigenului în aerul de ardere($c_0=0{,}3$ kgf/Nm³). Dacă se notează în (11') $c_2 = 32\,C_2/44$; $c_1 = 32\,C_1/56$ şi $c = C$, se obţine forma utilizată în continuare :

$$(1+\beta)\,c_2 + 2(0{,}605+\beta)c_1 + c = c_0. \quad (12)$$

Rezolvarea începe cu ecuaţia a 2-a a sistemului (*e*).

Se face schimbarea $c_1 = y/\rho$, obţinîndu-se :

$$y'' - \nu_1^2\, y = 0. \quad (13)$$

Expresia analitică a concentraţiei oxidului de carbon se prezintă astfel :

$$c_1 = \frac{1}{\rho}[A_1 \exp(\nu_1\rho) + A_2 \exp(-\nu_1\rho)], \quad (14)$$

unde constantele de integrare A_1, A_2 rezultă din condiţiile la limită : $\rho\to\infty$, $c_1\to 0$ şi deci $A_1=0$; $\rho=\rho_f$, $c_1 = c_f$ şi $A_2 = c_f\,\rho_f \exp(\nu_1\,\rho_f)$.

Cu acestea ecuaţia (14) devine :

$$c_1 = c_f\frac{\rho_f}{\rho}\exp\left[-\nu_1\rho\left(1-\frac{\rho_f}{\rho}\right)\right], \quad (15)$$

în care raza frontului de flacără ρ_f şi concentraţia oxidului de carbon în frontul de flacără, c_f, sînt mărimi necunoscute.

Prima ecuaţie a sistemului (*e*) se mai poate scrie :

$$\frac{1}{\rho^2}\frac{d}{d\rho}\left(\rho^2\frac{dc}{d\rho}\right) = \frac{a_1}{\rho}\exp(-\nu_1\rho), \quad (16)$$

unde $a_1 = \nu_1^2\,c_f\,\rho_f \exp(\nu_1\,\rho_f)$. Rezolvînd se obţine legea de variaţie a concentraţiei oxigenului :

$$c = \frac{1}{\rho}\frac{a_1}{\nu_1^2}\exp(-\nu_1\rho) + \frac{1}{\rho}\frac{a_1}{\nu_1}A_3 + A_4. \quad (17)$$

Din condiţiile la limită se obţin valorile constantelor de integrare A_3 şi A_4. Dacă $\rho = \rho_f$, $c = c_1 = c_f$ (amestec stoichiometric) ; $\rho\to\infty$, $c=c_\infty$, unde concentraţia „la infinit" a oxigenului rezultă din [5] :

$$c_\infty = c_0\,\frac{\lambda + r(\lambda_r - 1)}{\lambda + r(\lambda_r - 1 + \xi)}. \quad (18)$$

Calculînd constantele de integrare, expresia (17) capătă forma :

$$c = c_1 + c_\infty\frac{\rho-\rho_f}{\rho}. \quad (19)$$

Pentru calculul concentraţiei de bioxid de carbon se foloseşte relaţia (12) :

$$c_2 = \frac{1}{1+\beta}\left[c_0 - 2(1{,}105+\beta)\,c_1 - c_\infty\frac{\rho-\rho_f}{\rho}\right], \quad (20)$$

unde pentru c_1 se foloseşte expresia (15).

Trecînd acum la sistemul (*i*), se începe cu prima ecuaţie, a cărei soluţie este :

$$c' = \frac{1}{\rho}\left[A_5 \exp(\nu_1 \rho) + A_6 \exp(-\nu_1 \rho)\right], \qquad (21)$$

unde constantele de integrare A_5, A_6 se deduc din condiţiile la limită : $\rho = \rho_f$, $c' = c_f$; pe suprafaţa particulei există egalitatea :

$$-D\left(\frac{dc'}{d\rho}\right)_{\rho_0} = -\alpha c'_{\rho_0}. \qquad (22)$$

Făcînd operaţiile, se obţine legea de variaţie a concentraţiei de oxigen în partea interioară a frontului de flacără

$$c' = c_f \frac{\rho_f}{\rho} \frac{a \exp(\nu_1 \rho) + b \exp(-\nu_1 \rho)}{a \exp(\nu_1 \rho_f) + b \exp(-\nu_1 \rho_f)}, \qquad (23)$$

în care :

$$a = \left(\nu_1 + \frac{1}{\rho_0} + \frac{\alpha}{D}\right) \exp(-\nu_1 \rho_0), \qquad (24)$$

$$b = \left(\nu_1 - \frac{1}{\rho_0} - \frac{\alpha}{D}\right) \exp(\nu_1 \rho_0). \qquad (25)$$

Pentru concentraţia oxidului de carbon, se obţine legea de variaţie din ecuaţia a 2-a a sistemului (*i*) :

$$c'_1 = c' + c_\infty \frac{\rho_f - \rho}{\rho}, \qquad (26)$$

iar pentru bioxidul de carbon din (12)

$$c'_2 = \frac{1}{1+\beta}\left[c_0 - 2(1{,}105 + \beta)\, c' - 2(0{,}605 + \beta) c_\infty \frac{\rho_f - \rho}{\rho}\right]. \qquad (27)$$

În formulele (23), (26) şi (27), făcînd $\rho = \rho_0$, se găsesc valorile concentraţiilor componentelor gazoase respective pe suprafaţa particulei de cărbune

$$c'_{\rho_0} = 2\nu_1 c_f \frac{\rho_f}{\rho_0} \frac{1}{a \exp(\nu_1 \rho_f) + b \exp(-\nu_1 \rho_f)}, \qquad (28)$$

$$c'_{1\rho_0} = c'_{\rho_0} + c_\infty \frac{\rho_f - \rho_0}{\rho_0}, \qquad (29)$$

$$c'_{2\rho_0} = \frac{1}{1+\beta}\left[c_0 - 2(1{,}105+\beta)\, c'_{\rho_0} - 2(0{,}605) + \beta)\, c_\infty \frac{\rho_f - \rho_0}{\rho_0}\right]. \qquad (30)$$

Calculul mărimilor ρ_f şi c_f, caracteristice ale frontului de flacără

Sistemul de două ecuaţii din care trebuie să rezulte cele două necunoscute este

$$\left.\begin{aligned} \left(\frac{dc'}{d\rho}\right)_f &= \left(\frac{dc}{d\rho}\right)_f, \\ -D\left(\frac{dc'_1}{d\rho}\right)_{\rho_0} &= \alpha_1 c'_{\rho_0} + \alpha'_{21} c'_{2\rho_0}, \end{aligned}\right\} \qquad (31)$$

unde prima ecuaţie reprezintă continuitatea funcţiei — concentraţiei de oxigen — în punctul de abscisă ρ_f, adică în frontul de flacără, iar a doua ecuaţie a sistemului (31) arată că fluxul de oxid de carbon se datoreşte reacţiei directe a oxigenului cu carbonul (primul termen al membrului drept) şi reacţiei de reducere a bioxidului de carbon (celălalt termen).

Înlocuind funcţiile cu expresiile lor precedente şi făcînd operaţiile de rigoare, sistemul (31) devine :

$$\left.\begin{aligned} c_f \rho_f &= \frac{c_\infty}{2\nu_1}\left[1 + \frac{b}{a}\exp(-2\nu_1 \rho_f)\right], \\ c_f \rho_f &= \frac{\rho_0}{2\nu_1} a \exp(\nu_1 \rho_f)\left[1 + \frac{b}{a}\exp(-2\nu_1 \rho_f)\right] \times \\ &\times \left(a_2 c_\infty \frac{\rho_f}{\rho_0} - a_3 c_0 - a_4 c_\infty\right), \end{aligned}\right\} \qquad (31')$$

unde constantele a_2, a_3, a_4 au expresiile :

$$a_2 = \frac{(1+\beta) D/\rho_0 + 2\alpha'_{21}(0{,}605 + \beta)}{(\alpha + \alpha_1)(1+\beta) - 2\alpha'_{21}(1{,}105+\beta)},$$

$$a_3 = \frac{\alpha'_{21}}{(\alpha+\alpha_1)(1+\beta) - 2\alpha'_{21}(1{,}105+\beta)},$$

$$a_4 = \frac{2\alpha'_{21}(0{,}605+\beta)}{(\alpha + \alpha_1)(1+\beta) - 2\alpha'_{21}(1{,}105 + \beta)}.$$

De asemenea, mai intervin relaţiile

$$\alpha = 2(0{,}605 + \beta)\alpha_1 + (1 + \beta)\alpha_2$$

şi $\alpha'_{21} = \dfrac{1+\beta}{2(0{,}605 + \beta)} \alpha_{21}$.

Sistemul (31′) conduce la ecuaţia transcendentală (32), a cărei soluţie este raza frontului de flacără ρ_f :

$$\left(a_2 c_\infty \frac{\rho_f}{\rho_0} - a_3 c_0 - a_4 c_\infty\right) \exp(\nu_1 \rho_f) = \frac{c_\infty}{a\rho_0}. \qquad (32)$$

Dezvoltînd în serie exponenţiala şi luînd numai primii doi termeni, se obţine ecuaţia de gradul II, a cărei soluţie pozitivă este :

$$\bar{\rho}_f = \sqrt{\frac{1}{4}\left(\frac{1}{\rho_0 \nu_1} + \frac{a_3}{a_2}\frac{c_0}{c_\infty} + \frac{a_4}{a_2}\right)^2 + \frac{1}{a\, a_2 \nu_1 \rho_0^2}} + \frac{1}{2}\left(\frac{a_3}{a_2}\frac{c_0}{c_\infty} + \frac{a_4}{a_2} - \frac{1}{\nu_1 \rho_0}\right), \quad (33)$$

unde $\bar{\rho}_f = \rho_f/\rho_0$.

Luînd în considerare numai efectul concentraţiei de oxigen, din formula (33) se constată că, la creşterea gradului de recirculare (c_∞ scade), raza raportată a frontului de flacără creşte (raportul a_3/a_2 este pozitiv). La valori prea mari ale gradului de recirculare, se poate ca ρ_f să depăşească dimensiunile caracteristice ale incintei de ardere, ceea ce se traduce prin pierderi de oxid de carbon, datorită neoxidării lui. Apare astfel o condiţie de limitare a valorii gradului de recirculare.

Această concluzie este valabilă pentru valori mari ale temperaturii particulei, caz în care reducerea bioxidului de carbon este apreciabilă (α_{21} are valori mari). La temperaturi mici, α_{21} este neglijabil şi $a_3 \simeq 0$; $a_4 \approx 0$; în acest caz $\bar{\rho}_f$ nu depinde de gradul de recirculare (se neglijează influenţa recirculării asupra coeficientului de difuzie D).

Introducînd expresia (33) în prima ecuaţie a sistemului (31'), se obţine valoarea concentraţiei de oxigen în frontul de flacără ; expresia ei arată o scădere accentuată cu creşterea gradului de recirculare.

Cunoscînd valorile ρ_f şi c_f, se pot exprima complet funcţiile analitice ale concentraţiilor diverselor substanţe gazoase în jurul particulei de cărbune (formulele 15 ; 19 ; 20 ; 23 ; 26 ; 27 ; 28 ; 29 ; 30).

În figura 3 se reprezintă graficul acestor concentraţii. S-a considerat o particulă de huilă cu raza iniţială $\rho_0 = 100\,\mu$; temperatura gazelor şi a particulei s-au considerat egale cu 1500K;

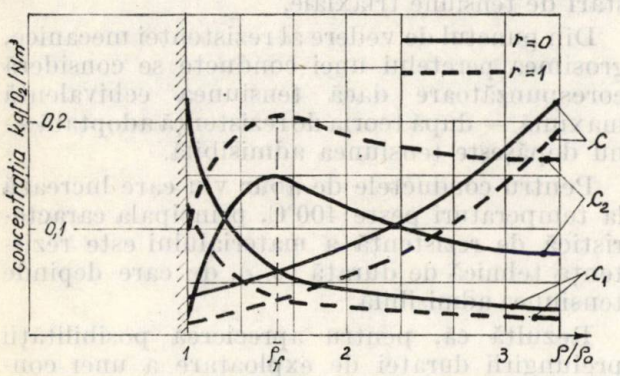


Fig. 3. Corelaţia grad de recirculare — concentraţie a componentelor gazoase ($\rho_0 = 100\mu$; $T = T_g = 1500$K).

gradul de recirculare r s-a considerat un parametru variabil. Din figură se constată că cu creşterea lui r, concentraţiile de oxigen şi de oxid de carbon scad, în timp ce concentraţia de bioxid de carbon creşte (pentru datele alese $\bar{\rho}_f$ nu s-a schimbat sensibil). Diversele mărimi care intervin s-au calculat cu formulele [1] :

$$\nu_1 = 2{,}4 \cdot 10^4 \exp(-13800/RT_g),\ 1/\text{m} ; \quad (34)$$

$$\alpha_1 = 8 \cdot 10^6 \exp(-37800/RT),\ \text{m/s} ; \quad (35)$$

$$\alpha_2 = 2{,}6 \cdot 10^3 \exp(-21000/RT),\ \text{m/s} ; \quad (36)$$

$$D = D_{0\,am}\left(\frac{Tg}{T_0}\right)^2, \quad (37)$$

unde $D_{0\,am} = 18 \cdot 10^{-6}$ m²/s, sau graficul din figura 4 [1].

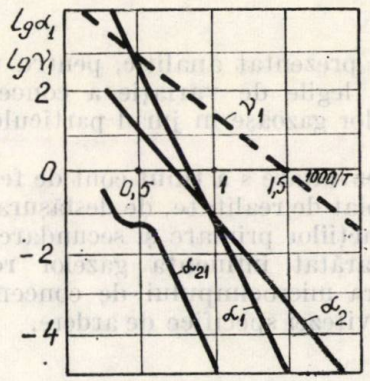


Fig. 4. Dependenţa constantelor vitezei de reacţie de temperatură.

Calculul vitezei specifice de ardere a particulei de cărbune

O măsură a vitezei de ardere a particulei este valoarea fluxului de oxigen pe suprafaţa de reacţie :

$$K_s^{O_2} = D\left(\frac{\partial c'}{\partial \rho}\right)_{\rho_0},\ \text{kgf O}_2/\text{m}^2\text{s}, \quad (38)$$

sau, folosind relaţia (12), se mai poate scrie :

$$K_s^{O_2} = -D\left[2\,(0{,}605+\beta)\left(\frac{\partial c_1'}{\partial \rho}\right)_{\rho_0} + (1+\beta)\left(\frac{\partial c_2'}{\partial \rho}\right)_{\rho_0}\right]. \quad (39)$$

Viteza specifică de ardere a particulei de cărbune rezultă din formula (39) :

$$K_s^C = -\frac{12}{32} D\left[4(0{,}605+\beta)\left(\frac{\partial c_1'}{\partial \rho}\right)_{\rho_0} + (1+\beta)\left(\frac{\partial c_2'}{\partial \rho}\right)_{\rho_0}\right],\ \text{kgf cărbune/m}^2\text{s}. \quad (40)$$

Folosind formulele (26), (27), (22), (28) şi (31'), rezultă:

$$K_s^C = \frac{12}{32} D \frac{c_\infty}{\rho_0}\left[2(0{,}605+\beta)\bar{\rho}_f - \right.$$

$$\left. -(0{,}21+\beta)\frac{\alpha}{aD}\exp\left(-\gamma_1 \rho_f\right)\right]. \qquad (41)$$

Din formula precedentă se deduce influenţa diverşilor factori asupra vitezei de ardere; cu creşterea gradului de recirculare (c_∞ scade), viteza specifică de ardere scade,

pentru $r = 0$, $K_s^C = 1{,}1$ kgf/m²s.

pentru $r = 1$, $K_s^C = 0{,}623$ kgf/m²s.

Concluzii

— S-au prezentat analitic, pentru un model izotermic, legile de variaţie a concentraţiilor substanţelor gazoase în jurul particulei de cărbune;

— în dezvoltare s-a ţinut cont de fenomenul, mai apropiat de realitate, de desfăşurare simultană a reacţiilor primare şi secundare;

— s-a arătat influenţa gazelor recirculate atît asupra microcîmpului de concentraţii, cît şi asupra vitezei specifice de ardere.

Notaţii

ρ, ρ_0, ρ_f — raza curentă; raza iniţială a particulei şi raza frontului de flacără, m;

CO_2,CO,O_2 — concentraţia de bioxid de carbon, de oxid de carbon şi de oxigen în gazele uscate de ardere, %;

C_2,C_1,C — aceeaşi semnificaţie ca mai sus, dar exprimate în kgf CO_2/Nm^3; kgf CO/Nm^3 şi kgf O_2/Nm^3;

c_2,c_1,c — aceeaşi semnificaţie, însă toate exprimate în kgf O_2/Nm^3;

$c'_{2\rho_0}$; $c'_{1\rho_0}$; c'_{ρ_0} — concentraţiile respective, dar pe suprafaţa particulei, kgf O_2/Nm^3;

D, D_{0am} — coeficientul de difuzie a componentului respectiv prin amestec, în condiţii reale şi normale, m²/s;

W_i — viteza volumică de ardere a componentului i, kgf/m³s;

$\mathcal{H}$ — constanta vitezei de ardere a oxidului de carbon, 1/s;

λ, λ_r — coeficientul de exces de aer mediu în focar, respectiv în punctul de prelevare a gazelor de ardere recirculate;

$\xi = V_g^0/V_{aum}^0$ — raportul între volumul teoretic de gaze (Nm^3/kgf), şi volumul teoretic de aer (Nm^3/kgf); pentru cărbune are valori supraunitare);

r — gradul de recirculare;

α,α_1,α_2,α_{21} — coeficienţi de schimb de gaze, m/s;

ν_1 — constantă a vitezei de reacţie, 1/m;

T, T_g — temperatura particulei, respectiv a fazei gazoase, K.

Bibliografie

[1] Vilenski, T. A. ş.a. *Dinamika goreniia ugolnoi pili pri nalicii vtoricinih himiceskih reakţii.* În: Teploenerghetika nr. 5, 1973, p. 31—35.

[2] Vilenski, T. V. ş.a. *Opredelenie optimalnih uslovii goreniia ugolnoi pili.* În: Izv. V.U.Z., Energhetika, nr. 1, 1974, p. 74—79.

[3] Vilenski, T.V. şi Hzmalian, D.M. *Protessi goreniia polidispersnoi ugolnoi pili v turbulentnom fakele.* În: Izv. V.U.Z., seria Energhetika, nr. 11, 1872, p. 112 118.

[4] Predvoditelev, A.S. ş.a. *Gorenie ugleroda.* Izd. Akademii Nauk SSSR, Moscova, 1949.

[5] Neaga, C. *Corelaţia intre gradul de recirculare şi diametrul particulei în procesul de ardere a cărbunelui pulverizat.* În: Studii şi cercetări de energetică şi electrotehnică, nr. 3, 1973, p. 599—615.

(Articol intrat în redacţie la 25 octombrie 1974)

Analiza stării de tensiune din peretele unei conducte de abur viu dintr-o centrală termoelectrică de mare putere

Dr. ing. **I. Hajdu**, ing. **C. Cristuinea**, ing. **L. Kovats** şi ing. **Tr. Ieremiciu***)

Sistemul de conducte dintr-o centrală termoelectrică, utilizate la transportul aburului viu de la cazane la turbine, trebuie să corespundă atît din punct de vedere funcţional cît şi al siguranţei în exploatare pe toată durata proiectată. Aceste conducte sînt supuse unor solicitări complexe permanente sau accidentale, produse de presiunea interioară a aburului, de dilataţiile termice împiedicate de variaţiile de temperatură, de greutatea proprie a conductei, inclusiv a aburului şi izolaţiei etc. Acestea au ca efect apariţia în pereţii conductei a unei stări de tensiune triaxiale.

Din punctul de vedere al rezistenţei mecanice, grosimea peretelui unei conducte se consideră corespunzătoare dacă tensiunea echivalentă maximă — după teoria de rezistenţă adoptată — nu depăşeşte tensiunea admisibilă.

Pentru conductele de abur viu care lucrează la temperaturi peste 400°C, principala caracteristică de rezistenţă a materialului este rezistenţa tehnică de durată ($\sigma_{r/t}$), de care depinde tensiunea admisibilă.

Rezultă că, pentru aprecierea posibilităţii prelungirii duratei de exploatare a unei conducte peste durata proiectată, este importantă atît determinarea rezistenţei tehnice de durată,

*) Autorii lucrează la Catedra de mecanică şi rezistenţa materialelor de la Institutul politehnic „Traian Vuia" din Timişoara; Iosif Hajdu este profesor, Constantin Cristuinea şi Ladislau Kovats sînt şefi de lucrări, Traian Ieremiciu este asistent.

pe care o mai are materialul în starea la care a ajuns după durata efectivă de exploatare, cît și stabilirea stării de tensiune din peretele conductei.

Calculul tensiunilor în pereții conductelor de abur viu

După cauzele care le produc se disting:
a) tensiuni produse de presiunea interioară;
b) tensiuni produse de greutatea proprie a conductei, a stratului de izolație și a aburului transportat;
c) tensiuni datorate dilatațiilor termice împiedicate.

Tensiunile normale produse de presiunea interioară p în peretele unei conducte închise la capete (tensiunea circumferențială σ_t, cea radială σ_r și cea axială σ_x) sînt date, în domeniul elastic, de relațiile cunoscute:

$$\sigma_t = \frac{p}{(d_e/d_i)^2-1}\,[1+(d_e/d)^2] \qquad (1)$$

$$\sigma_r = \frac{p}{(d_e/d_i)^2-1}\,[1-(d_e/d)^2] \qquad (2)$$

$$\sigma_x = \frac{p}{(d_e/d_i)^2-1} \qquad (3)$$

în care d_e este diametrul exterior, d_i — diametrul interior al conductei, iar d — un diametru intermediar $d_i<d<d_e$.

Dintre tensiunile produse în peretele conductei de cauzele enumerate la punctele b) și c), mai importante sînt cele datorate momentului încovoietor M_i și celui de răsucire M_t. Valoarea acestor tensiuni în secțiunile transversale este dată, pentru porțiunile drepte, de relațiile cunoscute:

— la suprafața interioară

$$\sigma_{ii} = \frac{M_i d_i}{2I}\,;\quad \tau_i = \frac{M_t d_i}{4I} \qquad (4)$$

— la suprafața exterioară

$$\sigma_{ie} = \frac{M_i d_e}{2I}\,;\quad \tau_e = \frac{M_t d_e}{4I} \qquad (5)$$

În cazul coturilor, momentul încovoietor produce, datorită ovalizării secțiunii, pe lîngă tensiuni axiale în secțiuni transversale, și tensiuni circumferențiale în plane longitudinale [1].

În figurile 1*a* și 1*b* se arată solicitarea într-o secțiune a unui cot printr-un moment avînd drept componente: momentul de răsucire M_t; un moment încovoietor M_{i1}, al cărui vector este normal pe planul axei cotului și un moment încovoietor M_{i2}, situat în planul axei cotului.

Momentul de răsucire produce tensiunile tangențiale σ_i și σ_e, date de relațiile (4) și (5).

Figurile 1*c* și 1*d* reprezintă tensiunile produse de momentele M_{i1} și M_{i2} într-un element din

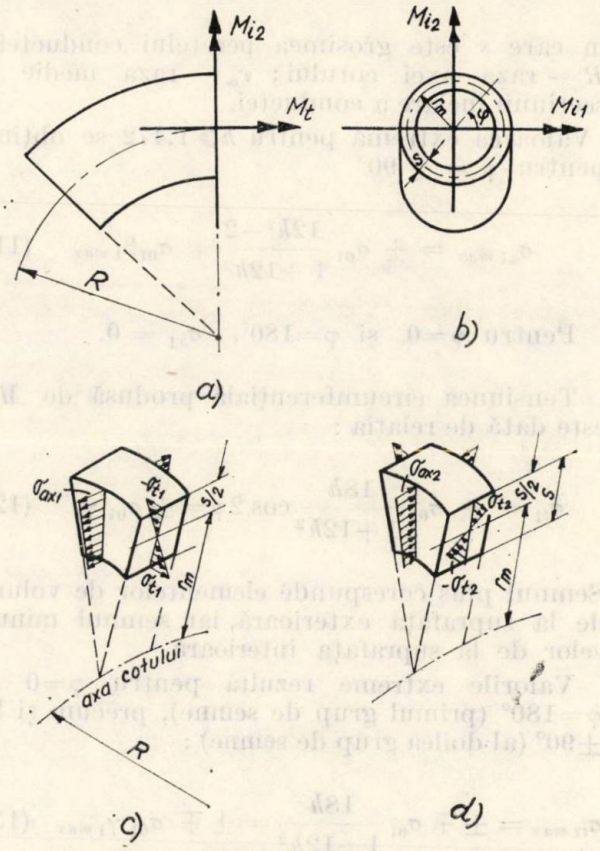


Fig. 1

peretele conductei în cot, a cărui poziție este definită de unghiul φ din figura 1*b*.

Din considerente practice, aceste tensiuni sînt date în funcție de valorile maxime produse de momentele încovoietoare respective în secțiunea transversală a unui tub drept de aceleași dimensiuni ale secțiunii, respectiv:

$$\tau_{01} = \frac{M_{i1} d_e}{2I} = \frac{M_{i1}}{W} \qquad (6)$$

$$\sigma_{02} = \frac{M_{i2}\, d_e}{2I} = -\frac{M_{i2}}{W} \qquad (7)$$

$$\sigma_0 = \sqrt{\sigma_{01}^2+\sigma_{02}^2} = \frac{\sqrt{M_{i1}^2+M_{i2}^2}}{W} \qquad (8)$$

Tensiunea axială produsă de M_{i1} în peretele unui cot este dată de relația:

$$\sigma_{x1} = \sigma_{01}\,\frac{(10+12h^2)\sin\varphi-12\sin^3\varphi}{1+12h^2} = \sigma_{01}\beta_1 \qquad (9)$$

în care h, coeficientul conductei, are expresia :

$$h = \frac{s \cdot R}{r_m^2} \tag{10}$$

în care s este grosimea peretelui conductei; R — raza axei cotului; r_m — raza medie a secțiunii inelare a conductei.

Valoarea extremă pentru $h \geqslant 1{,}472$ se obține pentru $\varphi = \pm 90°$

$$\sigma_{x1\,max} = \pm\, \sigma_{01} \frac{12h^2-2}{1+12h^2} = \sigma_{01}\beta_{1\,max} \tag{11}$$

Pentru $\varphi=0$ și $\varphi=180°$, $\sigma_{x1} = 0$.

Tensiunea circumferențială produsă de M_{i1} este dată de relația :

$$\sigma_{t1} = \pm\, \sigma_{01} \frac{18h}{1+12h^2} \cos 2\varphi = \pm\, \sigma_{01}\, \gamma_1 \tag{12}$$

Semnul plus corespunde elementelor de volum de la suprafața exterioară, iar semnul minus celor de la suprafața interioară.

Valorile extreme rezultă pentru $\varphi=0$ și $\varphi=180°$ (primul grup de semne), precum și la $\pm 90°$ (al doilea grup de semne) :

$$\sigma_{t1\,max} = \pm \mp\, \sigma_{01} \frac{18h}{1+12h^2} = \pm \mp\, \sigma_{01}\, \gamma_{1\,max} \tag{13}$$

Datorită aplatisării secțiunii, pe lîngă tensiunile menționate mai apare o tensiune suplimentară, uniform distribuită pe grosimea peretelui, într-o anumită secțiune, dependentă de $\sphericalangle\varphi$. Valorile extreme ce se produc pentru $\varphi=0$ și $\varphi=180°$ dînt date de relația :

$$\sigma'_{t1} = -\, \sigma_{01} \frac{r_m}{R} \cdot \frac{2+12h^2}{1+12h^2} = -\, \sigma_{01}\, \delta_{1\,max}. \tag{14}$$

Figura 2 reprezintă deformația secțiunii transversale a unui cot datorită momentelor încovoietoare M_{i1} și M_{i2}.

Se observă că momentul încovoietor M_{i2} nu mai produce deformarea simetrică a secțiunii. Din acest motiv, pentru coeficienții β_2, γ_2 și δ_2 rezultă valori diferite față de β_1, γ_1 și δ_1.

Tensiunile produse de M_{i2} sînt :

$$\begin{aligned} \sigma_{x2} &= \sigma_{02}\, \beta_2 \\ \sigma_{t2} &= \pm\, \sigma_{02}\gamma_2 \\ \sigma'_{t2} &= \sigma_{02}\, \delta_2 \end{aligned} \tag{15}$$

În consecință, tensiunile rezultante din încovoierea în două plane perpendiculare sînt :

$$\begin{aligned} \sigma_x &= \sigma_{01}\beta_1 \pm \sigma_{02}\beta_2 \\ \sigma_t &= \sigma_{01}\gamma_1 - \sigma_{01}\delta_1 + \sigma_{02}\gamma_2 - \sigma_{02}\delta_2 \end{aligned} \tag{16}$$

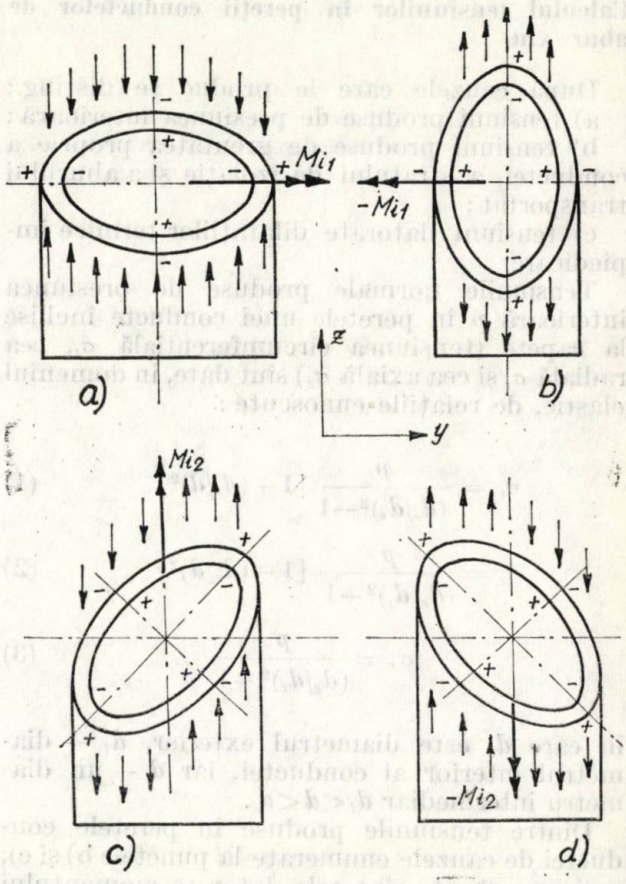


Fig. 2

Calculul tensiunilor σ_x și σ_t cu aceste relații fiind prea laborios, deoarece pentru determinarea valorilor maxime trebuie examinate mai multe poziții ale unghiului φ, în mod acoperitor calculul se face cu relațiile :

$$\sigma_x = \sigma_0\beta_1 \text{ și } \sigma_t = \sigma_0\gamma_1 \tag{16a}$$

în care σ_0 este dat de (8).

Determinarea tensiunilor echivalente

Aceasta se face în secțiunile periculoase ale conductei, secțiuni care în mod obișnuit sînt în punctele de fixare ale conductei sau în coturi. În aceste secțiuni tensiunea echivalentă se determină pentru elementele de volum situate atît la suprafața interioară cît și la cea exterioară a peretelui conductei.

După a III-a ipoteză de rezistență (a tensiunii tangențiale maxime), tensiunea echivalentă este :

$$\sigma_{ech\,III} = \sigma_1 - \sigma_3 = \frac{1}{2}\left[\sigma_t + \sigma_x + \sqrt{(\sigma_t-\sigma_x)^2+4\tau^2}\right] - \sigma_r \tag{17}$$

După ipoteza a IV-a (a lucrului mecanic modificator de formă), tensiunea echivalentă este :

$$\sigma_{ech\,IV} = \sqrt{\sigma_t^2 + \sigma_x^2 + \sigma_r^2 - \sigma_t\,\sigma_x - \sigma_x\,\sigma_r - \sigma_r\,\sigma_t + 3\tau^2} \qquad (18)$$

Unele norme prescriu calculul tensiunilor echivalente separat pentru tensiunile produse de presiunea interioară și de greutatea proprie a conductei și separat pentru tensiunile datorate dilatațiilor termice împiedicate [1], [2]. Pentru cele din a doua categorie tensiunile componente (axială, circumferențială și de răsucire) ar urma să se calculeze cu relațiile (6)—(16 a). Aceste calcule fiind prea laborioase, normele B 31.1.6. din S.U.A. recomandă următoarea relație de calcul a tensiunii echivalente suplimentare corespunzătoare ipotezei a III-a :

$$\sigma^s_{ech} = \frac{1}{W}\sqrt{i_1^2\,(M_{i1}^2 + M_{i2}^2) + M_t^2} \qquad (19)$$

în care i_1 este un coeficient de concentrare dat de relația $i_1 = 0{,}9 \cdot \sqrt[3]{h^2} \geqslant 1$ pentru coturi și $i_1 = 1$ pentru conducta dreaptă.

După normele GOST, tensiunea echivalentă suplimentară se determină cu relația :

$$\sigma^s_{ech} = \sqrt{(\sigma^s_{xt} + 0{,}8\;\sigma^s_{xi})^2 + 3\,(\tau^s)^2} \qquad (20)$$

în care

σ^s_{xt} este suma tensiunilor de întindere sau compresiune produse de forțele exterioare și cele produse de dilatația termică împiedicată ;

σ^s_{xi} — suma tensiunilor maxime de încovoiere produse în aceeași secțiune de aceleași cauze ;

τ^s — suma tensiunilor maxime de răsucire produse în aceeași secțiune de aceleași cauze.

Verificarea rezistenței conductei examinate

Figura 3 reprezintă, în vedere axonometrică, traseul conductei examinate, prin care aburul este transportat de la colectorul unui cazan la turbina aferentă.

Dimensiunile secțiunii conductei sînt : $d_e = 245$ mm ; $d_i = 173$ mm ; s (grosimea peretelui) $= 36$ mm.

Materialul conductei : oțel termorezistent de tip feritic, marca S 15123, fabricat în R.S.C.

Conducta, cu o durată de exploatare de 49 000 ore, este învelită cu un strat termoizolant (vată de sticlă) cu grosimea de 200 mm.

Parametrii aburului sînt : $p = 138$ kgf/cm² ; $T = 567$°C.

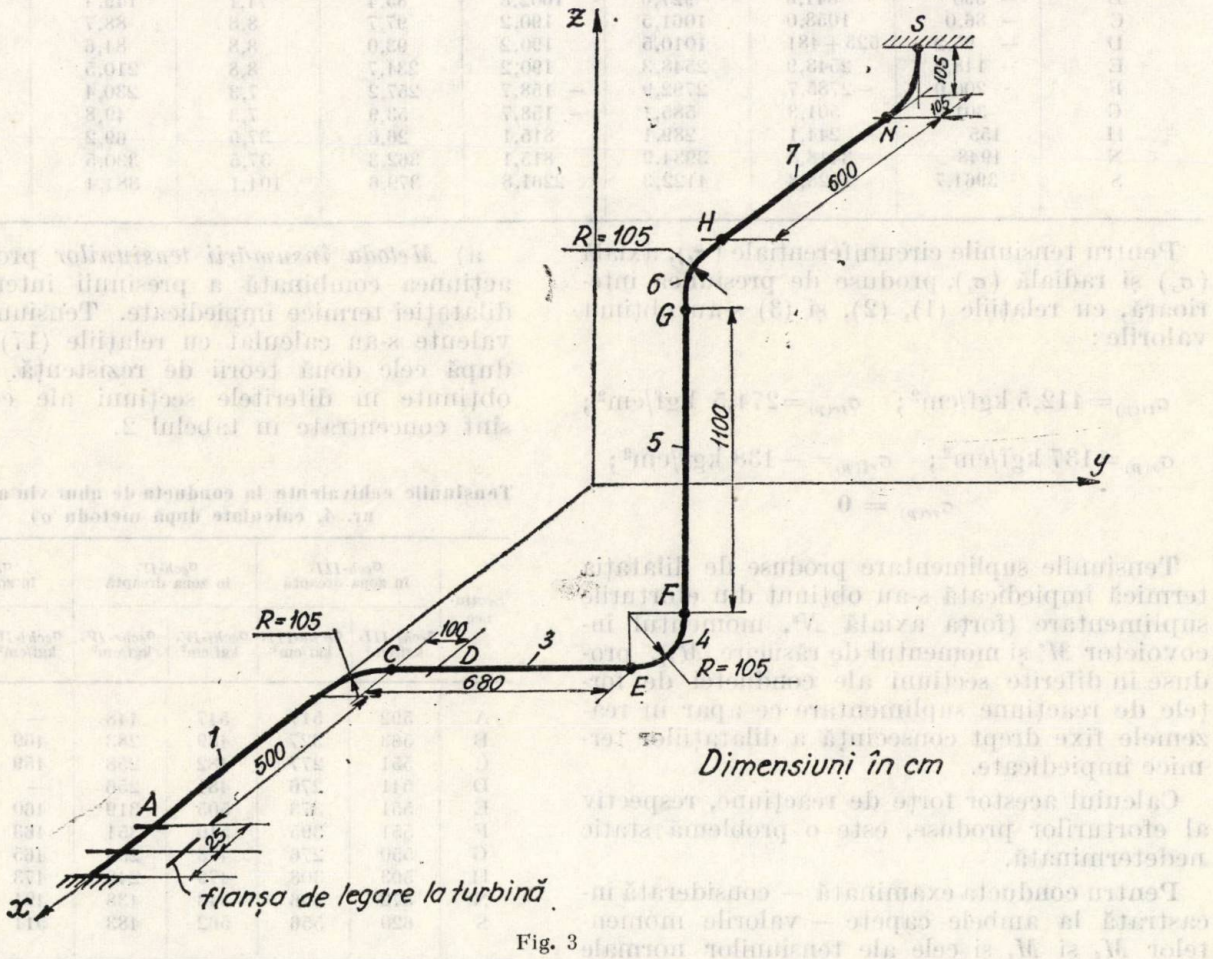


Fig. 3

Pentru o durată de exploatare de 100 000 ore, tensiunea admisibilă σ_a, conform normelor DIN și GOST, rezultă

$$\sigma_a = \frac{\sigma_r/100\,000}{c} \simeq \frac{9}{1{,}5} = 6 \text{ kgf/mm}^2$$

unde rezistența tehnică de durată $\sigma_{r/100\,000} = 9$ kgf/mm² la 567°C s-a obținut dintr-o diagramă dată [3].

Pentru calculul tensiunilor echivalente în elementele de volum de la suprafața interioară, respectiv exterioară, a peretelui conductei, au fost calculate în prealabil tensiunile produse de presiunea interioară și apoi tensiunile suplimentare produse de dilatația termică impiedicată, inclusiv cele datorate greutăților proprii ale conductei.

axiale și tangențiale maxime suplimentare (σ_i^s și τ^s), produse în diferite secțiuni ale conductei de dilatație termică împiedicată, sînt concentrate în tabelul 1. În ultimele coloane ale tabelului sînt date valorile tensiunilor echivalente σ_{ech}^s, corespunzătoare tensiunilor σ_i^s și τ_s, obținute cu relațiile (19) și (20).

Tensiunile suplimentare produse de greutatea proprie a conductei, izolației și aburului apar pe porțiunile orizontale ale conductelor. În cazul dat valorile maxime au rezultat în dreptul secțiunii D:

$$\sigma_{xi}^{s\prime} = 31{,}3 \text{ kgf/cm}^2 \qquad \sigma_{xe}^{s\prime} = 44{,}3 \text{ kgf/mm}^2$$

Calculul tensiunilor echivalente s-a făcut după mai multe metode recomandate în literatura de specialitate, respectiv de prescripții de calcul.

Tabelul 1

Momentele și tensiunile produse în conducta de abur viu a cazanului nr. 4, în urma dilatației termice împiedicate

Secțiunea	Momentele din secțiune				Tensiuni			
	M_i', kgfm	M_i'', kgfm	M_i, kgfm	M_t, kgfm	$\sigma_i^s = \frac{M_i}{W_2}$, kgf/cm²	$\tau^s = \frac{M_t}{2W}$, kgf/cm²	σ_{ech}^s, (20) kgf/cm²	σ_{ech}^s, (19) kgf/cm²
A	−1884,1	3391,5	3879,7	1609,8	357,2	74,1	344,3	386,7
B	− 390	841,6	927,6	1602,8	85,4	74,1	149,4	171,0
C	− 86,0	1058,0	1061,5	190,2	97,7	8,8	88,7	99,3
D	− 95,2	525+481	1010,5	190,2	93,0	8,8	84,6	94,7
E	− 148,9	2543,9	2548,3	190,2	234,7	8,8	210,5	235,4
F	200,0	−2785,7	2792,9	− 158,7	257,2	7,3	230,4	257,6
G	301,8	501,3	585,1	− 158,7	53,9	7,3	49,8	55,8
H	155	− 244,1	289,1	815,1	26,6	37,5	69,2	79,6
N	1948	−3418,8	3934,9	815,1	362,3	37,5	330,5	370,0
S	3964,7	1128,8	4122,3	2261,8	379,6	104,1	384,4	432,9

Pentru tensiunile circumferențiale (σ_t), axială (σ_x) și radială (σ_r), produse de presiunea interioară, cu relațiile (1), (2), și (3) s-au obținut valorile:

$$\sigma_{ti(p)} = 412{,}5 \text{ kgf/cm}^2; \quad \sigma_{te(p)} = 274{,}5 \text{ kgf/cm}^2;$$

$$\sigma_{x(p)} = 137 \text{ kgf/cm}^2; \quad \sigma_{ri(p)} = -138 \text{ kgf/cm}^2;$$

$$\sigma_{re(p)} = 0$$

Tensiunile suplimentare produse de dilatația termică împiedicată s-au obținut din eforturile suplimentare (forța axială N^s, momentul încovoietor M_i^s și momentul de răsucire M_t^s), produse în diferite secțiuni ale conductei de forțele de reacțiune suplimentare ce apar în reazemele fixe drept consecință a dilatațiilor termice împiedicate.

Calculul acestor forțe de reacțiune, respectiv al eforturilor produse, este o problemă static nedeterminată.

Pentru conducta examinată — considerată încastrată la ambele capete — valorile momentelor M_i și M_t și cele ale tensiunilor normale

a) *Metoda însumării tensiunilor* produse de acțiunea combinată a presiunii interioare și dilatației termice împiedicate. Tensiunile echivalente s-au calculat cu relațiile (17) și (18), după cele două teorii de rezistență. Valorile obținute în diferitele secțiuni ale conductei sînt concentrate în tabelul 2.

Tabelul 2

Tensiunile echivalente la conducta de abur viu a cazanului nr. 4, calculate după metoda *a)*

Secțiunea	$\sigma_{ech\text{-}III}$ în zona dreaptă		$\sigma_{ech\text{-}IV}$ în zona dreaptă		$\sigma_{ech\text{-}IV}$ în zona cotului	
	$\sigma_{echi\text{-}III}$, kgf/cm²	$\sigma_{eche\text{-}III}$, kgf/cm²	$\sigma_{echi\text{-}IV}$, kgf/cm²	$\sigma_{eche\text{-}IV}$, kgf/cm²	$\sigma_{echi\text{-}IV}$, kgf/cm²	$\sigma_{eche\text{-}IV}$, kgf/cm²
A	592	517	547	448	—	—
B	563	327	489	283	469	410
C	551	277	482	258	459	394
D	541	276	481	256	—	—
E	551	373	505	319	460	458
F	551	395	510	351	463	471
G	550	276	478	254	465	379
H	503	308	479	248	473	375
N	572	506	543	438	491	538
S	620	556	562	483	511	575

Pentru secțiunea *D* valoarea momentului încovoietor și cea a tensiunii normale include și momentul încovoietor, respectiv tensiunile produse de greutatea proprie a conductei, izolației și aburului.

Din compararea rezultatelor cuprinse în acest tabel se conchid următoarele:

— valorile tensiunilor echivalente din zonele drepte ale conductei, calculate cu relația (18), sînt cu circa 10% mai mici decît cele obținute cu relația (17);

— în elementele de volum de la suprafața exterioară a conductei, în zona coturilor tensiunile echivalente sînt mai mari decît în zona dreaptă, ca urmare a efectului de concentrare a tensiunilor, datorită ovalizării secțiunii coturilor produsă de momentul încovoietor;

— tensiunea echivalentă depășește într-o serie de secțiuni tensiunea admisibilă, valoarea maximă apropiindu-se de limita tehnică de fluaj $\sigma_{1/100\,000}=6$ kgf/mm² a materialului; de fapt, tensiunile echivalente din secțiunile respective sînt mai mici decît cele calculate, deoarece fixarea capetelor conductei nu corespunde cu o înțepenire perfectă și, în plus, s-a neglijat eventuala pretensionare a conductei la montaj.

b) *Metoda tensiunii tangențiale medii* (după DIN 2413). Tensiunea echivalentă se calculează cu relația:

$$\sigma_{echp}=\sigma_{t\,med}-\sigma_{r\,med}=\frac{p}{100}\cdot\frac{d_i+s}{2s}=\frac{138}{100}\cdot$$

$$\cdot\frac{173+26}{2.36}\cong 4\ \text{kgf/mm}^2<\sigma_a$$

În această relație se neglijează repartiția neuniformă a tensiunilor σ_t și σ_r pe grosimea s a peretelui conductei. Aceasta se justifică prin faptul că vîrfurile de solicitare scad relativ repede datorită fluajului. Se neglijează și tensiunile produse de dilatația termică împiedicată care, de asemenea, scad în timp datorită relaxării. În consecință, valoarea σ_{echp} calculată este valabilă pentru toate secțiunile conductei.

c) *Metoda tensiunii tangențiale medii* (după GOST). După această metodă se ține seamă și de tensiunile suplimentare produse de dilatația termică împiedicată. Mai întîi, cu relația (20), se calculează σ_{echp}:

$$\sigma_{echp}=\frac{d_e-(s-C_1)}{230(s-C_1)}\cdot p=\frac{245-(36-1{,}7)}{230\,(36-1{,}7)}\cdot$$

$$\cdot 138=3{,}69\ \text{kgf/mm}^2$$

unde $C_1=1{,}7$ mm corespunde unei toleranțe admise în minus de 5% la grosimea peretelui conductei.

Apoi se calculează valoarea maximă admisă pentru tensiunea echivalentă suplimentară, cu relația:

$$\sigma^s_{ech\,adm}=0{,}87\ \sigma_a\sqrt{1{,}2-\left(\frac{\sigma_{ech}}{\sigma_a}\right)^2}=0{,}87\cdot 6\cdot$$

$$\cdot\sqrt{1{,}2-\left(\frac{3{,}69}{6}\right)^2}=4{,}44\ \text{kgf/mm}^2.$$

Din penultima coloană a tabelului 1 rezultă că valoarea maximă a tensiunii echivalente, calculată cu relația (20), este $\sigma^s_{ech\,max}=3{,}84$kgf/mm², deci inferioară celei admise.

d) *Metoda de verificare după normele B.31.1.0—8 din S.U.A.* Aceasta se bazează pe satisfacerea simultană a următoarelor condiții:

— Tensiunea echivalentă medie dată de presiunea interioară să nu depășească tensiunea admisibilă:

$$\sigma_{ech\,p}=\sigma_{t\,med}-\sigma_{r\,med}=\frac{p}{100}\cdot\frac{d_i+s}{2s}\cong$$

$$\cong 4\ \text{kgf/mm}^2<\sigma_a.$$

Această condiție este identică cu cea de la metoda b).

— Tensiunea axială maximă datorită presiunii interioare și încovoierii să nu depășească tensiunea admisibilă:

$$\sigma_{x\,max}=\frac{p\cdot d_i^2}{4d_m\cdot s}+\frac{\sqrt{(i_1M_{i1})^2+(i_2M_{i2})^2}}{W}=$$

$$=\frac{138.173^2}{100.4.209.36}+\frac{4{,}122.10^6}{1{,}086.10^6}\simeq$$

$$\simeq 5{,}17\ \text{kgf/mm}^2<\sigma_a$$

Tensiunea $\sigma_{x\,max}$ s-a obținut în secțiunea de capăt *S*, unde coeficienții $i_1=i_2=1$.

— Tensiunea echivalentă maximă suplimentară datorită dilatației termice împiedicate, calculată cu relația (19), trebuie să satisfacă relația:

$$\sigma^s_{ech\,max}\leqslant\frac{E_T}{E_{20^\circ}}\cdot(1{,}25\ \sigma_{a/20^\circ}+0{,}25\ \sigma_{a/T}).$$

Avînd, conform tabelului 1, $\sigma^s_{ech\,max}=4{,}33$ kgf/mm², modulul de elasticitate al oțelului conductei la

$T = 567°C$, $E_T = 1{,}74 \cdot 10^4$ kgf/mm², şi, prin apreciere, $\sigma_{a/20°C} = 20$ kgf/mm², rezultă :

$$\sigma^s_{ech\ max} = 4{,}33 < \frac{1{,}74 \cdot 10^4}{2{,}1 \cdot 10^4}(1{,}25 \cdot 10 + 0{,}25 \cdot 6) =$$

$$= 21{,}8 \text{ kgf/mm}^2.$$

În concluzie, pe baza calculelor efectuate, se poate aprecia că funcţionarea conductei de abur viu examinată, la parametrii consideraţi, este asigurată cu o probabilitate ridicată pentru toată durata proiectată de 100 000 ore.

Starea de tensiune din pereţii unei conducte drepte la presiune interioară, în condiţii de fluaj

La temperaturi ridicate, datorită fluajului, într-o conductă cu pereţi groşi, supusă la presiune interioară, repartiţia tensiunilor principale σ_t, σ_x şi σ_r se modifică mult faţă de cea din domeniul elastic. Pe baza relaţiilor de bază stabilite de Soderberg pentru starea de tensiune triaxială în condiţii de fluaj, Baylei, iar apoi Tapsell şi Odquist au stabilit, pe căi diferite, pentru domeniul fluajului stabilizat, următoarele relaţii de calcul ale tensiunilor σ_t, σ_x şi σ_r :

$$\sigma_t = p\,\frac{[2-n)/n]\cdot(R_e/r)^{2/n} + 1}{(R_e/R_i)^{2/n} - 1}$$

$$\sigma_x = p\,\frac{[(1-n)/n]\,(R_e/r)^{2/n} + 1}{(R_e/R_i)^{2/n} - 1} \qquad (21)$$

$$\sigma_r = -\,p\,\frac{(R_e/2)^{2/n} - 1}{(R_e/R_i)^{2/n} - 1}$$

unde R_e, R_i şi r sînt razele suprafeţei exterioare, interioare şi, respectiv, a suprafeţei cilindrice intermediare $R_i < r < R_e$ ale conductei, iar n este exponentul tensiunii σ din formula lui Norton (22) pentru viteza de fluaj $\dot{\varepsilon}$ din zona fluajului stabilizat, formulă luată ca bază la stabilirea relaţiilor (21) :

$$\dot{\varepsilon} = k \cdot \sigma^n \qquad (22)$$

În relaţia (22), k şi n sînt constante care depind de temperatură.

Pentru tensiunile din relaţia (21) se obţin următoarele tensiuni echivalente :

$$\sigma_{ech-III} = \frac{2p}{n} \cdot \frac{(R_e/r)^{2/n}}{(R_e/R_i)^{2/n} - 1} \qquad (23)$$

$$\sigma_{ech-IV} = \frac{\sqrt{3} \cdot p}{n}\,\frac{(R_e/r)^{2/n}}{(R_e/R_i)^{2/n} - 1}. \qquad (24)$$

Constantele k şi n din formula lui Norton, aferente unei anumite temperaturi, se determină pe baza limitelor tehnice de fluaj corespunzătoare la două viteze de fluaj $\dot{\varepsilon}$ din zona stabilizată.

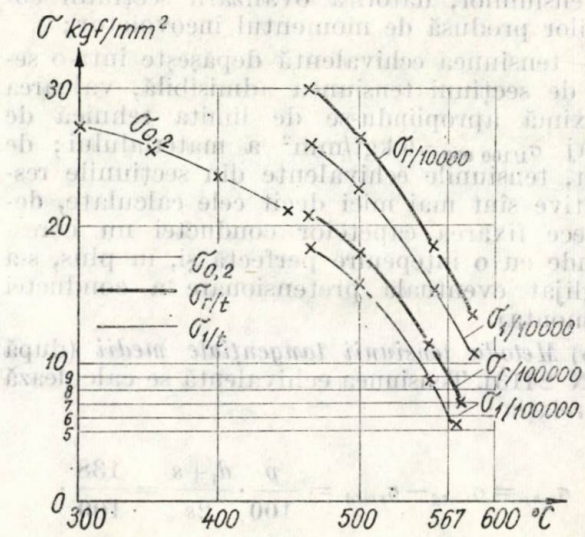


Fig. 4.

Din diagrama generală de fluaj (fig. 4) a oţelului conductei, pentru temperatura $T = 567°C$ se citeşte :

$$\sigma_1 = \sigma_{1/10\,000} = 13 \text{ kgf/mm}^2 ;$$

$$\dot{\varepsilon}_1 = 10^{-4}(\%/h) = 10^{-6}(h^{-1})$$

$$\sigma_2 = \sigma_{1/100\,000} = 6 \text{ kgf/mm}^2 ;$$

$$\dot{\varepsilon}_2 = 10^{-5}(\%\cdot h^{-1}) = 10^{-7} \cdot h^{-1}$$

Cu aceste valori, pe baza relaţiilor deduse din (22), s-a obţinut :

$$n = \frac{\lg \dfrac{\dot{\varepsilon}_1}{\dot{\varepsilon}_2}}{\lg \dfrac{\sigma_1}{\sigma_2}} = \frac{1}{\lg \dfrac{13}{6}} = 2{,}978 \cong 3$$

$$k = \dot{\varepsilon}_2 \sigma_2^{-n} = 10^{-7} \cdot 6^{-2{,}978} = 4{,}63 \cdot 10^{-10}.$$

Cunoscînd valoarea lui n, cu relaţiile (21), (23) şi (24) s-au calculat tensiunile σ_t, σ_x, σ_r - $\sigma_{ech-III}$ şi σ_{ech-IV} la suprafaţa interioară, exteri,

oară și mediană a conductei. La suprafețele limită s-au obținut :

$\sigma_{ti} = 305$ kgf/cm² $\quad \sigma_{te} = 352$ kgf/cm²

$\sigma_{xi} = 84{,}1$ kgf/cm² $\quad \sigma_{xe} = 176$ kgf/cm²

$\sigma_{ri} = -138$ kgf/cm² $\quad \sigma_{re} = 0$ kgf/cm²

$\sigma_{ech-III/i} = 667$ kgf/cm² $> \sigma_a$

$\sigma_{ech-III/e} = 350$ kgf/cm² $< \sigma_a$

$\sigma_{ech-IV/i} = 576$ kgf/cm² $< \sigma_a$

$\sigma_{ech-IV/e} = 303$ kgf/cm² $< \sigma_a$

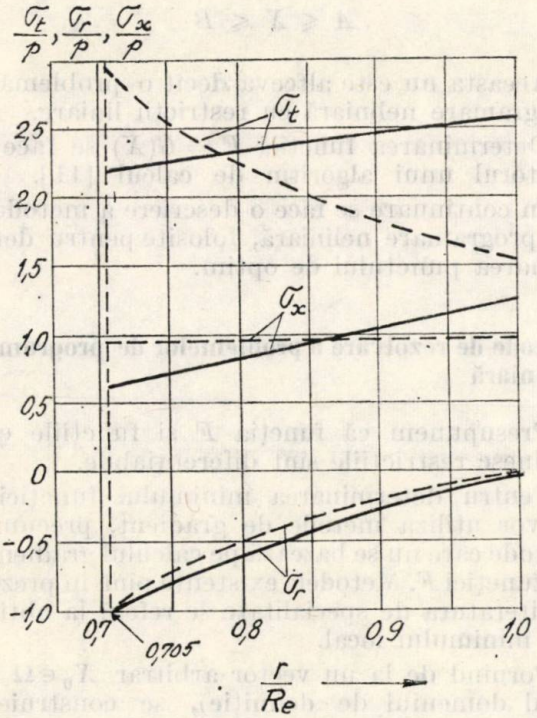


Fig. 5

Pe baza valorilor obținute pentru σ_t, σ_x și σ_r, în figura 5 s-au trasat cu linie continuă curbele tensiunilor relative $\sigma_{t/p}$, $\sigma_{x/p}$ și $\sigma_{r/p}$ pe grosimea peretelui conductei. În aceeași diagramă, cu linie întreruptă s-au trasat aceleași tensiuni relative corespunzătoare domeniului elastic. Din compararea curbelor de variație rezultă că, în domeniul fluajului stabilizat, tensiunea σ_t diferă cel mai mult față de cea din domeniul elastic.

Concluzii

1) Valorile tensiunilor echivalente, determinate pe baza tensiunilor stabilite pentru domeniul fluajului stabilizat al conductelor, la care acestea lucrează în majoritatea cazurilor, sînt mult diferite de tensiunile echivalente calculate pe baza relațiilor recomandate de normele în vigoare.

2) În stadiul actual, cînd pentru oțelurile termorezistente folosite la fabricarea conductelor de abur viu se cunosc limitele tehnice de fluaj la diferite temperaturi, ceea ce permite calculul coeficienților n și k din formula lui Norton, este mai indicat ca pentru calculul tensiunii echivalente — respectiv de verificare — să fie utilizate relațiile (23) și 24).

3) Tensiunea echivalentă $\sigma_{ech-III}$, determinată pentru fluajul stabilizat al conductei examinate, a rezultat cu circa 10% mai mare decît tensiunea admisibilă ($\sigma_a = 600$ kgf/cm²). În schimb, valoarea tensiunii σ_{ech-IV} este inferioară tensiunii admisibile. Se poate deci considera că conducta examinată a fost dimensionată la limită.

Bibliografie

[1] Hampel, H. *Rohrleitungsstatik.* Springer Verlag, Berlin, 1972.

[2] Rudominov, B. V. și Rehjin, Iu. N. *Proektirovanie turboprovodov elektrostanții.* Energhiia, Leningrad, 1970.

[3] Thén Gy. *Erömüvi gözvezetékek méretezesének gyakorlata.* În : Energia es Atomtechnika, XVIII, nr. 2—3, 1965.

(Articol intrat în redacție la 1 mai 1974)

Contribuții la aplicarea programării neliniare în optimizarea unei CNE

Ing. V. Șerban,
ing. P. Șerban,
tehn. V. Tănăsoiu *)

O CNE este un ansamblu de echipamente legate între ele și/ sau cu mediul exterior printr-un flux de masă și / sau energie, în scopul transformării energiei de fisiune a materialelor grele în energie electrică și care pot fi instalate în încăperi și / sau aer liber.

Randamentul cu care energia de fisiune a materialelor grele se transformă în energie electrică depinde de parametrii pe care fluxurile de masă și energie îi au în diferite puncte, parametri pe care echipamentele respective trebuie să îi asigure pe toată durata de funcționare a centralei, în condiții de securitate. Acești parametri sînt impuși de însuși principiul transformării respective. Trebuie avut în vedere că echipamentele unei CNE sînt echipamente de serie și că funcționarea lor economică în condiții de securitate, poate permite variația destul de restrînsă a parametrilor agentului de lucru.

În consecință, se poate afirma că, din considerații funcționale, economice și de securitate, valorile acestor parametri sînt limitate inferior și superior. Ideal ar fi ca toate echipamentele centralei să funcționeze cu randamentul maxim, la parametrii optimi, pentru că în acest caz transformarea de ansamblu ar fi optimă. În realitate, parametrii indicați ca optimi pentru un echipament nu sînt întotdeauna optimi pentru echipamentele vecine sau nu se pot realiza tehnic.

Rolul calculului de optimizare este de a determina valoarea pe care trebuie să o aibă fiecare parametru, în așa fel încît transformarea de ansamblu să fie cea mai bună.

Dacă se urmărește obținerea unei transformări maxime tehnice indiferent de costul implicat de această transformare, se obține optimul tehnic, iar dacă se urmărește obținerea unei transformări economice maxime se obține optimul economic. Fie X_t vectorul parametrilor agentului de lucru în diferite puncte ale schemei termice, iar A și B vectorii limită pentru X și $F_t = G_t\ (X_t)$ funcția care exprimă randamentul CNE. Optimul tehnic este dat de vectorul X_t^0, care maximizează funcția F_t cu restricțiile $A_t \leqslant X_t \leqslant B_t$.

Din punct de vedere economic trebuie ținut seamă că variația costului echipamentelor și al CNE în ansamblu nu este liniară cu X_i, ci este o variație în trepte corespunzător trecerii de la un echipament la altul, de la o soluție la alta. Trebuie calculată o nouă funcție $F_e = G_e(X_e)$, care nu este altceva decît diferența dintre valoarea anuală a producției de energie electrică actualizată și cheltuielile totale actualizate, pe durata de funcționare a centralei.

Optimul economic este dat de vectorul X_e^0, care maximizează funcția F_e cu restricțiile $A_e \leqslant X_e \leqslant B_e$, unde pe lîngă restricțiile tehnice sînt incluse și restricțiile economice.

Se poate rezuma că pentru determinarea optimului tehnic sau economic al unei CNE este necesar să se maximizeze o funcție :

$$F = G\,(X)$$

cu restricțiile

$$A \leqslant X \leqslant B$$

Aceasta nu este altceva decît o problemă de programare neliniară cu restricții liniare.

Determinarea funcției $F = G(X)$ se face cu ajutorul unui algoritm de calcul [11].

În continuare se face o descriere a metodelor de programare neliniară, folosite pentru determinarea punctului de optim.

Metode de rezolvare a problemelor de programare neliniară

Presupunem că funcția F și funcțiile care definesc restricțiile sînt diferențiabile.

Pentru determinarea minimului funcției F se vor utiliza metode de gradient, precum și metode care nu se bazează pe calculul gradientului funcției F. Metodele existente pînă în prezent în literatura de specialitate se referă la obținerea minimului local.

Pornind de la un vector arbitrar $X_0 \in \Omega$ (Ω fiind domeniul de definiție), se construiește un șir de vectori X_{i+1} definiți de formula

$$X_{i+1} = X_i + \lambda_i\, d_i \qquad (1)$$

în care

X_i este vectorul evaluat la iterația i;
λ_i — o constantă pozitivă;
d_i — un vector directiv evaluat la iterația i.

Vectorul d_i determină direcția după care trebuie să se efectueze deplasarea din punctul X_i, iar $\lambda_i d_i$ determină lungimea pasului în direcția d_i.

În anumite condiții, șirul de iterații este finit, adică, la un moment dat, prin trecerea de la X_i la X_{i+1} ultimul vector este optimal.

*) Ing. Viorel Șerban și tehn. V. Tănăsoiu lucrează la I.S.P.E.; ing. Petru Șerban lucrează la I.M.H.

Alegerea vectorului d_i și a scalarului λ_i, în vederea definirii lui X_{i+1}, în cazul cînd X_i nu este optimal, diferă de la o metodă la alta.

Metodele de gradient folosesc în principal vectorul directiv

$$d_i = - A_i^{-1} g_i \tag{2}$$

în care A_i^{-1} este transpusa unei matrice de ponderare A_i pozitiv definită, iar $g_i = \left(\frac{\partial F}{\partial X_1}, \frac{\partial F}{\partial X_2}, \ldots, \frac{\partial F}{\partial X_n} \right)$ este vectorul gradient în punctul X_i.

În continuare se prezintă metode care au fost încercate pentru determinarea minimului funcției F.

Metoda gradientului proiectat a lui Rosen

Metoda lui Rosen [5], [6], [7] este o metodă de gradient, dar în acest caz cercetarea optimului se efectuează după direcția și sensul proiecției gradientului pe un subspațiu D.

Metoda a fost elaborată pentru următoarea problemă: să se minimalizeze funcția $F(x)$ în condițiile

$$B \cdot X \leqslant C \tag{3}$$

în care

B este o matrice de tipul $(m * n)$;

C — un vector coloană $(m * 1)$.

Presupunem că $m \geqslant n$ și că orice submatrice a matricei B de tipul $(n * n)$ are rangul r, cu $r \leqslant n$. Fără a restrînge generalitatea, putem presupune că primii vectori linie ai matricei B sînt liniar independenți.

Dacă $H_i = \{X \mid b_i X - c_i = 0\}$ atunci se pot defini două subspații liniare ortogonale, D și $\bar{D}$:

$$D = \bigcap_{i=1}^{r} H_i \tag{4}$$

$$\bar{D} = \left\{ X \mid X = \sum_{i=1}^{r} \alpha_i \cdot b_i \right\}, \text{ cu } \alpha_i \text{ un scalar.}$$

Fiecare vector $X \in R^n$ se poate pune sub forma

$$X = X_D + X_{\bar{D}} \tag{5}$$

cu

$$X_D = P_r X \in D \tag{6}$$

$$X_{\bar{D}} = \bar{P}_r X \in \bar{D}$$

$$P_r = E - B_r^T (B_r B_r^T)^{-1} B_r \tag{7}$$

$$\bar{P}_r = B_r^T (B_r B_r^T)^{-1} B_r$$

P_r și $\bar{P}_r$ sînt matricele de proiecție pe subspațiile D și respectiv $\bar{D}$;

B_r — matricea formată cu primele r linii ale matricei B;

E — matricea-unitate n dimensională.

Condiția necesară și suficientă pentru ca un punct admisibil frontieră X, aflat la intersecția a r hiperplane liniar independente, să fie soluția optimă, este ca să avem îndeplinite următoarele condiții:

$$P_r \cdot g(X) = 0 \tag{8}$$

$$(B_r \cdot B_r^T)^{-1} \cdot B_r \, g(X) \geqslant 0$$

Algoritmul metodei Rosen se desfășoară în următoarele etape:

1. Se pleacă de la un punct X_0, care este soluția sistemului format din primele r ecuații. Se calculează matricea de proiecție P_r și gradientul funcției F în punctul X_0 $g(X_0)$.

2. Dacă relațiile (8) sînt satisfăcute, atunci X_0 este punct de minim. În caz contrar se caută o îmbunătățire a soluției, înlocuindu-l pe X_0 cu X_1. În general, dacă după i etape X_i nu este soluția optimă, construcția soluției îmbunătățite X_{i+1} se face astfel:

3. Dacă $P_r \cdot g(X_i) \neq 0$, se pune $S_i = P_r \cdot g(X_i)$.

4. Dacă $P_r \cdot g(X_i) = 0$ și $u = (B_r \cdot B_r^T)^{-1} \cdot B_r \cdot g(X_i)$ are cel puțin o componentă negativă, u_t, atunci $S_i = P_{r-1} \cdot g(X_i)$, P_{r-1} fiind matricea de proiecție corespunzătoare subspațiului $r-1$ dimensional, obținut din subspațiul r prin eliminarea vectorului corespunzător componentei u_t.

5. Avînd calculată direcția de cercetare S_i, se trece la determinarea factorului de scară λ_i:

$$\lambda_i = \min_{\lambda_j} \left\{ \lambda_j \mid \lambda_i = - \frac{b_j \cdot X_j - C_j}{b_j \cdot S_j}, j = r + 1 \ldots m \right\}, \tag{10}$$

putem scrie

$$X_{i+1} = X_i + \lambda_i \cdot S_i$$

6. Dacă $S_i^T \cdot g(X_{i+1}) \geqslant 0$, se alege $X_{i+1} = X_{i+1}$.

7. Dacă $S_i^T \cdot g(X_{i+1}) < 0$, se alege $X_{i+1} = X_{i+1} + (1 - \rho) X_i$,

$$\text{cu } \rho = \frac{S_i^T \cdot g(X_i)}{S_i^T \cdot g(X_i) - S_i^T \cdot g(X_{+1})} \tag{11}$$

8. Se repetă procedeul începînd cu punctul 2.

Metoda rotației coordonatelor lui Rosenbrock

Metoda rotației coordonatelor [8], [9], [10] diferă esențial de metoda descrisă anterior. În loc să utilizeze direcția dată de vectorul gradient, Rosenbrock definește un sistem de vectori ortogonali, pe care îl rotește la fiecare iterație, pînă cînd una din axe se plasează în direcția muchiei optime definită de încercările precedente. Celelalte axe sînt dispuse perpendicular pe aceasta. Natural, explorarea pe aceste direcții perpendiculare este foarte eficace pentru a corecta abaterea de la direcția de optim.

În metoda rotației coordonatelor, calculul unei soluții îmbunătățite se face cu ajutorul unei relații de tipul (1). În acest caz direcția d_i este definită prin versorii ei directori, iar factorul de scară λ_i reprezintă chiar lungimea pasului în direcția d_i.

De notat faptul că ecuația (1) se aplică pentru fiecare direcție în parte, și nu se trece la un nou punct de cercetare pînă cînd nu s-au explorat rînd pe rînd toate cele n direcții ortogonale. Există două probleme importante: determinarea celor n direcții ortogonale și calcularea pasului pentru fiecare direcție.

Considerînd doi vectori succesivi X_{i-1}, X_i, determinarea celor n direcții ortogonale se face plecînd de la n vectori V_1, $V_2, \ldots, V_n$ definiți astfel:

$$V_1 = X_i - X_{i-1} = (V_1, V_2, V_3, \ldots, V_{n-1}, V_n)$$

$$V_2 = (0, V_2, V_3, \ldots, V_{n-1}, V_n)$$

$$V_3 = (0, 0, V_3, \ldots, V_{n-1}, V_n)$$

$$V_n = (0, 0, 0, \ldots, V_n).$$

Versorii directori ai celor n direcții ortogonale se obțin în modul următor:

$$W_1 = V_1$$

$$d_1 = \frac{W_1}{|W_1|}$$

$$W_2 = V_2 - V_2 d_1 d_1$$

$$d_2 = \frac{W_2}{|W_2|}$$

. . . . . .

$$W_n = V_n - \sum_{j=1}^{n-1} V_n d_j d_j; d_n = \frac{W_n}{|W_n|}$$

unde $|W_i|$ cu $i = 1, 2, \ldots, n$ reprezintă norma vectorului W_e.

Menționăm că pentru definirea primei direcții de cercetare se consideră două puncte inițiale, X_0 și X_1.

Determinarea lungimii pasului λ_i pentru fiecare direcție se face prin încercări. Se consideră $\lambda_i = l$ și se calculează $F(X_i + \lambda_i . d_i)$.

Dacă $F(X_i + \lambda_i . d_i) \leqslant F(X_i)$, atunci $\lambda_i = \alpha \cdot l$ cu $\alpha > 1$.

Dacă $F(X_i + \lambda_i \cdot d_i) > F(X_i)$, atunci $\lambda_i = -\beta \cdot l$ cu $0 < \beta < 1$.

Optimizarea se consideră terminată dacă diferența dintre valorile funcției în două căutări succesive este mai mică decît o valoare dată, sau cînd au fost făcute cel puțin N iterații.

Verificarea vitezei de convergență a metodelor de optimizare

Pe baza algoritmelor prezentate au fost întocmite programe de calcul în limbajul FORTRAN IV, care au fost rulate pe un calculator FELIX C—256.

Verificarea vitezei de convergență a programelor întocmite a fost făcută pe două funcții-test, iar rezultatele sînt prezentate mai jos, pentru 10 iterații:

— funcția $F_1(X_1, X_2) = X_1^2 - 2X_1 X_2 + 2X_2^2$,

cu restricțiile

$2X_2 + X_1 \leqslant 8$; $X_2 + 2X_1 \leqslant 10$; $X_1 \geqslant 0$; $X_2 \geqslant 0$

$F_{1minim} = 0$ în $X_{optim}(0\,;\,0)$; punct inițial $X_0(4\,;\,2)$

Metoda de optimizare	X_1	X_2	F_1	Timp calculator, s	Observații
Rosenbrock	$-0{,}26.10^{-4}$	$-0{,}2.10^{-3}$	$0.437.10^{-5}$	2.5	Punctele inițiale $X_0(4\,;2)$; $X_1(4{,}2\,;$ 2,2)
Rosen	0,081	0,045	$0.335.10^{-2}$	4.9	

— funcția $F_2(X_1, X_2) = 100\,(X_2 - X_1^2)^2 + (1 - X_1)^2$ cu restricțiile

$2X_2 - X_i \leqslant 3$; $2X_1 + X_2 \leqslant 7{,}5$; $X_1 \geqslant 0$; $X_2 \geqslant 0$

$F_{2minim} = 0$ în X_{optim} (1; 1); punct inițial $X_0(2\,;\,3)$

Metoda de optimizare	X_1	X_2	F_2	Timp calculator, s	Observații
Rosenbrock	0,952	0,91	0,00262	2,5	Punctele inițiale $X_0(2\,;3)$ $X_1(2{,}4\,;\,2{,}7)$
Rosen	0,9	.8	1,01	4,9	

Concluzii

Programele întocmite au fost experimentate pe diferite funcţii-test, în scopul alegerii metodei de optimizare eficiente pentru o CNE.

Din experimentările făcute au rezultat următoarele :

— Înaintea aplicării metodelor expuse trebuie eliminate extremele locale ale funcţiei obiectiv. Aceasta se poate face prin două procedee :

a) se va aplica aceeaşi metodă de optimizare pentru cel puţin două puncte iniţiale şi se vor compara rezultatele ;

b) se vor aplica două metode de optimizare ; prima are ca scop să elimine extremele locale (se indică a fi utilizată o metodă simplă, cum este metoda variaţiilor locale cu pas mare de căutare) ; metoda a doua are ca scop să găsească extremul din domeniul indicat din prima metodă ; în etapa a doua se preconizează folosirea metodei Rosenbrock, datorită preciziei şi vitezei mari de convergenţă.

Deoarece metodologia Rosenbrock nu ţine seamă de restricţii, este necesar ca acestea să fie introduse în funcţia-obiectiv prin modificarea ei în aşa fel, încît pe domeniul restricţiilor noua funcţie să fie egală cu funcţia-obiectiv, iar în restul acestui domeniu noua funcţie să aibă o variaţie care să îndrepte procesul iterativ spre domeniul restricţiilor.

Metoda Rosen se indică a se folosi pentru cazul în care avem restricţii active (de egalitate) sau extremul este situat în afara domeniului restricţiilor. În prezent se lucrează la o metodă care să elimine acest inconvenient.

Avînd puse la punct metodele de optimizare şi de determinare a funcţiilor-obiectiv pentru ciclul termic [11], într-o lucrare viitoare se va determina optimul tehnic pentru o CNE.

Bibliografie

[1] Şchiop, A. *Metode aproximative în analiza neliniară.* Editura Academiei R.S.R., Bucureşti, 1972.

[2] Fletcher, R. şi Powell, M.J.D. *A rapidly convergent descent method for minimization.* În : Computer Journal, nr. 2, 1963.

[3] *** *Scientific subroutines.* Vol. III, IBM.

[4] Davidon, W.C. *Variable metric method for minimization.* În : A.E.C. Research and development, report ANL 5990 (Rev. TID 4500, 14 th edition), 1959.

[5] Mihoc, Gh. şi Ştefănescu, A. *Programarea matematică.* Editura didactică şi pedagigică, Bucureşti, 1973.

[6] Penescu, C., Ionescu, Vl. şi Rosinger, El. *Programarea matematică cu aplicaţii în energetică.* Editura Academiei R.S.R., Bucureşti, 1964.

[7] Tudose, M., Ieremia, M. şi Tudose, Gh. *Metodele de gradient în determinarea regimurilor optime.* În : Energetica, nr. 7/1973.

[8] Rosenbrock, H. H. *An automatic method for finding the greatest or least value of a function.* În : Computer Journal, nr. 3/1960.

[9] Wilde, D. J. *Methodes de recherche d'un optimum.* Dunod, Paris, 1966.

[10] Cormary, Y. şi Guilbot, A. *Ajustement et réglage des modelès déterministes ; méthode de calage des paramétres.* În : La Houille Blanche, nr. 2/1971.

[11] Şerban, V. şi Tănăsoiu, V. *Metodologie şi program de calcul pentru calculul şi verificarea ciclului termic al unei CNE.*

(Articol intrat în redacţie la 6 noiembrie 1974)

Consideraţii privind conservarea puterilor în schemele cu generator echivalent

Ing. **H. Albert** *

Studiul regimurilor de funcţionare a sistemului energetic face adesea necesară utilizarea de scheme echivalente. Acestea diferă după scopul pentru care sînt alcătuite, pentru fiecare schemă fiind precizate ipotezele care au stat la baza echivalării.

Printre schemele echivalente larg utilizate în România este şi schema REI—DIMO cu sarcină unică [1].

Una dintre utilizările date acestei scheme este aceea de determinare a variaţiei pierderilor în reţele în cadrul repartiţiei optime a sarcinii pe centrale.

Echivalarea realizată revine, dacă ne referim la electrotehnica clasică, la un generator echivalent de tensiune (Thévenin) şi dă bune rezultate. Trebuie însă remarcat că, în cazul schemei REI, pot fi păstrate în schemă mai multe generatoare, şi nu un generator unic, echivalent [1].

Pornind de la observaţia că pentru a obţine rezultate corecte în calculul pierderilor a fost necesară părăsirea generatorului echivalent de curent (folosită pentru studiul altor categorii de probleme, ca, de exemplu, pentru studiul stabilităţii), am dovedit o proprietate importantă nouă, a generatorului echivalent de tensiune, referitoare la conservarea pierderilor prin această echivalare.

1. Generalităţi

După cum se ştie, generatorul echivalent (de tensiune sau curent) realizează o echivalare a regimului pentru latura în raport cu care a fost construit. Dacă se păstrează caracteristicile reţelei (parametrii liniilor, t.e.m. sau curenţii de scurtcircuit ai generatoarelor, parametrii

*) Hermina Albert este inginer proiectant principal I la ISPE.

acestora), curentul prin latura în raport cu care s-a făcut echivalarea, respectiv tensiunea la bornele ei, pentru diferite impedanțe ($\underline{Z}_{AB}$) ale laturii, sînt fidel determinați prin calcul pe schema echivalentă.

În cele ce urmează se va demonstra că pierderile de putere în generatorul echivalent de tensiune, la variația impedanței laturii $\underline{Z}_{AB}$, sînt într-un raport constant cu pierderile din rețeaua reală sau, cu alte cuvinte, că *generatorul echivalent de tensiune* este, cu diferența

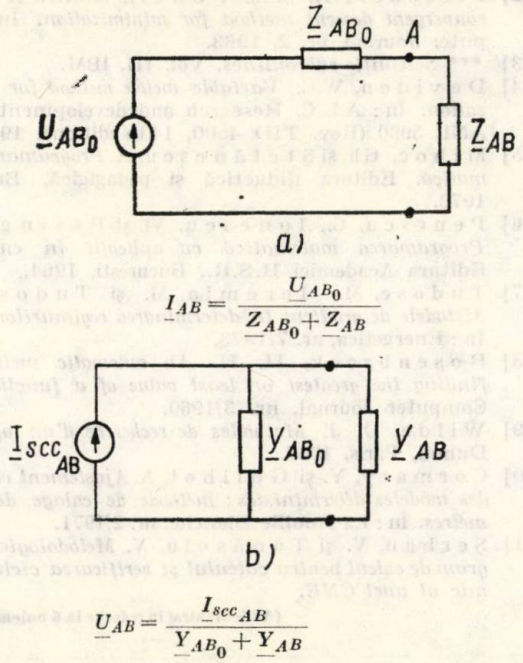


Fig. 1. Generatoare echivalente:
a – generator echivalent de tensiune; *b* – generator echivalent de curent.

unui factor constant, *conservativ pentru variația de pierderi care se produce la variația impedanței de la bornele sale.*

2. Relații de calcul

Fie o rețea cu $\underline{n}$ noduri: $\underline{g}$ noduri generatoare și $\underline{c}$ noduri consumatoare (fig. 2).

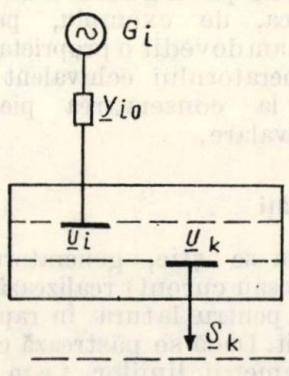


Fig. 2. Rețea cu noduri generatoare (i) și consumatoare (k).

Considerînd neutrul ca nod de referință, ecuațiile pentru regimul staționar vor fi:

$$\begin{cases} \sum_{j=1}^{n} (\underline{U}_i - \underline{U}_j)\,\underline{Y}_{ij} = \underline{E}_i\,\underline{Y}_{i0} \quad (i = 1 \ldots g) \\ \sum_{j=1}^{n} \underline{U}_i - \underline{U}_j)\underline{Y}_{ij} = \left(-\frac{\underline{S}_i}{\underline{U}_i}\right)^* \quad (i = g+1, \ldots, n) \end{cases} \tag{1}$$

Teoremele generatorului echivalent au la bază teorema superpoziției și deci ele pot fi aplicate numai rețelelor liniare. În acest caz se adoptă liniarizarea sarcinilor electrice:

$$\left.\begin{array}{l} \underline{S} = k\,U^2 \\ \text{sau} \\ -\left(\dfrac{\underline{S}_i}{\underline{U}_i}\right)^* = -\underline{Y}_{i0}\underline{U}_i \end{array}\right\} \tag{2}$$

și sistemul de ecuații devine:

$$\left.\begin{array}{l} \sum_{j=1}^{n} (\underline{U}_i - \underline{U}_j)\underline{Y}_{ij} = \underline{E}_i\underline{Y}_{i0} \\ \sum_{j=0}^{n} (\underline{U}_i - \underline{U}_j)\,\underline{Y}_{ij} = 0 \end{array}\right\} \begin{array}{l} \text{(pentru nodurile generatoare } g \text{ ecuații)} \\ \text{(pentru nodurile consumatoare } \underline{c} \text{ ecuații)} \end{array} \tag{3}$$

Termenii diagonali conțin admitanțele proprii ale nodurile și admitanțele laturilor care leagă nodul respectiv cu celelalte noduri vecine.

O variație a sarcinii unui nod revine la variația admitanței proprii (de sarcină) a nodului respectiv.

Dacă se studiază comportarea unei scheme echivalente pentru o variație a sarcinii într-un nod k, se poate scrie:

$$\underline{Y}_{kk} = Y_{k0} + \sum_{\substack{j=1 \\ i \neq k}}^{n} Y_{ki}, \tag{4}$$

unde

$\underline{Y}_{k0}$ este admitanța sarcinii, care poate lua diferite valori;

$\underline{Y}_{ki}$ – admitanțele de legătură ale nodului k cu nodul i, care au o valoare dată, determinată de structura rețelei.

În aceste condiții rezultă următoarele soluții pentru sistemul de ecuații liniare (3):

$$\underline{U}_i = \frac{\Delta_i}{\Delta} = \frac{\underline{A}_i + \underline{Y}_{k0}\,\underline{B}_i}{\underline{C} + \underline{Y}_{k0}\,D} \quad i \neq k \tag{5}$$

$$\underline{U}_k = \frac{\Delta_k}{\Delta} = \frac{\underline{A}_k}{\underline{C} + \underline{Y}_{k0}\underline{D}},$$

în care

$$\Delta = \begin{vmatrix} \underline{Y}_{11} & -\underline{Y}_{12} & -\underline{Y}_{1,g} & -\underline{Y}_{1,g+1} & -\underline{Y}_{1k} & -\underline{Y}_{1n} \\ \vdots & & & & & \\ -\underline{Y}_{g,1} & -\underline{Y}_{g2} & +\underline{Y}_{gg} & -\underline{Y}_{g,g+1} & -\underline{Y}_{g,k} & -\underline{Y}_{g,n} \\ -\underline{Y}_{g+1,1} & -\underline{Y}_{g+1,2} & \cdots & -\underline{Y}_{g+1,g+1} & -\underline{Y}_{g+1,k} & -\underline{Y}_{g+1,n} \\ \vdots & & & & & \\ -\underline{Y}_{k1} & -\underline{Y}_{k,2} & \cdots\cdots & & -\underline{Y}_{kk} & -\underline{Y}_{k,n} \\ \vdots & & & & & \\ -\underline{Y}_{n,1} & -\underline{Y}_{n,2} & -\underline{Y}_{n,g} & -\underline{Y}_{n,g+1} & -\underline{Y}_{n,k} & +\underline{Y}_{nn} \end{vmatrix} =$$

$$= \begin{vmatrix} \underline{Y}_{11} & -\underline{Y}_{12} & \cdots & -\underline{Y}_{1,g} & -\underline{Y}_{1,g+1} & \cdots & -\underline{Y}_{1k} & -\underline{Y}_{1n} \\ \vdots & & & & & & & \\ -\underline{Y}_{g,1} & -\underline{Y}_{g2} & & +\underline{Y}_{g,g} & \cdots & & -\underline{Y}_{g,k} & -\underline{Y}_{g,n} \\ -\underline{Y}_{g+1,1} & -\underline{Y}_{g+1,2} & & & +\underline{Y}_{g+1,g+1} & & -\underline{Y}_{g+1,k} & -\underline{Y}_{g+1,n} \\ \vdots & & & & & & & \\ -\underline{Y}_{k,1} & -\underline{Y}_{k,2} & & & \cdots\cdots & & +(\underline{Y}_{kk}-\underline{Y}_{k0}) & -\underline{Y}_{k,n} \\ \vdots & & & & & & & \\ -\underline{Y}_{n,1} & -\underline{Y}_{n,2} & & \cdots & \underline{Y}_{n,g} & -\underline{Y}_{n,g+1} & -\underline{Y}_{n,k} & +\underline{Y}_{nn} \end{vmatrix} +$$

$$+ \underline{Y}_{k0} \begin{vmatrix} \underline{Y}_{11} & -\underline{Y}_{12} & \cdots & & -\underline{Y}_{1,k} & -\underline{Y}_{1n} \\ \vdots & & & & & \\ -\underline{Y}_{g1} & -\underline{Y}_{g,2} & \cdots & +\underline{Y}_{g,g} & -\underline{Y}_{g,k} & -\underline{Y}_{g,n} \\ -\underline{Y}_{g+1,1} & -\underline{Y}_{g+1,2} & & +\underline{Y}_{g+1,g+1} & -\underline{Y}_{g+1,k} & -\underline{Y}_{g+1,n} \\ \vdots & & & & & \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ \vdots & & & & & \\ -\underline{Y}_{n,1} & -\underline{Y}_{n,2} & -\underline{Y}_{n,y} & -\underline{Y}_{n,g+1} & -\underline{Y}_{n,k} & +\underline{Y}_{nn} \end{vmatrix} = \underline{C} + \underline{Y}_{k0}\,\underline{D}$$

Analog :

$$\Delta_1 = \begin{vmatrix} \underline{E}_1\underline{Y}_{10} & -\underline{Y}_{12} & \cdots & -\underline{Y}_{1,g} & -\underline{Y}_{1,g+1} & \cdots & -\underline{Y}_{1k} & \cdots & -\underline{Y}_{1n} \\ \underline{E}_g\underline{Y}_{g0} & -\underline{Y}_{g2} & \cdots & +\underline{Y}_{gg} & -\underline{Y}_{g,g+1} & \cdots & -\underline{Y}_{g,k} & \cdots & -\underline{Y}_{g,n} \\ 0 & -\underline{Y}_{g+1,2} & & -\underline{Y}_{g+1,g} & +\underline{Y}_{g+1,g+1} & & -\underline{Y}_{g+1,k} & & -\underline{Y}_{g+1,n} \\ \vdots & & & & & & & & \\ 0 & -\underline{Y}_{k,0} & & -\underline{Y}_{k,g} & -\underline{Y}_{k,g+1} & \cdots & +(\underline{Y}_{kk}-\underline{Y}_{k0}) & & -\underline{Y}_{k,n} \\ \vdots & & & & & & & & \\ 0 & -\underline{Y}_{n,2} & \cdots & -\underline{Y}_{n,g} & -\underline{Y}_{n,g+1} & \cdots & -\underline{Y}_{n,k} & & +\underline{Y}_{nn} \end{vmatrix} +$$

$$+ \underline{Y}_{k0} \begin{vmatrix} \underline{E}_1 & \underline{Y}_{10} & -\underline{Y}_{12} & \cdots & -\underline{Y}_{1,g} & -\underline{Y}_{1,g+1} & \cdots & -\underline{Y}_{1,k} & \cdots & -\underline{Y}_{1,n} \\ \underline{E}_g & \underline{Y}_{g0} & -\underline{Y}_{g,2} & & -\underline{Y}_{g,g} & -\underline{Y}_{g,g+1} & & -\underline{Y}_{g,k} & & -\underline{Y}_{g,n} \\ 0 & & -\underline{Y}_{g+1,2} & & -\underline{Y}_{g+1,g+1} & +\underline{Y}_{g+1,g+1} & & -\underline{Y}_{g+1,k} & & -\underline{Y}_{g+1,m} \\ 0 & & 0 & & 0 & 0 & & 1 & & 0 \\ 0 & & -\underline{Y}_{n,2} & & -\underline{Y}_{n,g+1} & -\underline{Y}_{n,g+1} & & -\underline{Y}_{n,k} & & \underline{Y}_{n,n} \end{vmatrix} = \underline{A}_1 + \underline{Y}_{k0}\,\underline{B}_1$$

sau, în general

$$\Delta_i = A_i + \underline{Y}_{k0}\,\underline{B}_i \qquad (6)$$

Pentru $i = k$

$$\Delta_k = \begin{vmatrix} \underline{Y}_{11} & -\underline{Y}_{12} & \cdots & -\underline{Y}_{1g} & -\underline{Y}_{1,g+1} & \cdots & \underline{E}_1 & \underline{Y}_{10} & \cdots & -\underline{Y}_{1n} \\ -\underline{Y}_{g,1} & -\underline{Y}_{g,2} & \cdots & +\underline{Y}_{gg} & -\underline{Y}_{g,g+1} & \cdots & \underline{E}_g & \underline{Y}_{g0} & \cdots & -\underline{Y}_{g,n} \\ -\underline{Y}_{g+1,1} & -\underline{Y}_{g+1,2} & \cdots & -\underline{Y}_{g+1,g} & +\underline{Y}_{g+1,g+1} & \cdots & 0 & & & -\underline{Y}_{g+1,n} \\ -\underline{Y}_{k,1} & -\underline{Y}_{k,2} & & -\underline{Y}_{k,g} & -\underline{Y}_{k,g+1} & \cdots & 0 & & & -\underline{Y}_{k,n} \\ -\underline{Y}_{n,1} & -\underline{Y}_{n,2} & & -\underline{Y}_{n,g} & -\underline{Y}_{n,g+1} & \cdots & 0 & & & +Y_{nn} \end{vmatrix} = A_k \quad \underline{\Delta} = \underline{A}_k \qquad (7)$$

Elementele generatorului echivalent de tensiune vor fi :

$$\underline{U}_{k0} = \frac{\underline{A}_k}{\underline{C}} \quad (\underline{Z}_{k0})_0 = \frac{\underline{D}}{\underline{C}} \cdot \qquad (8)$$

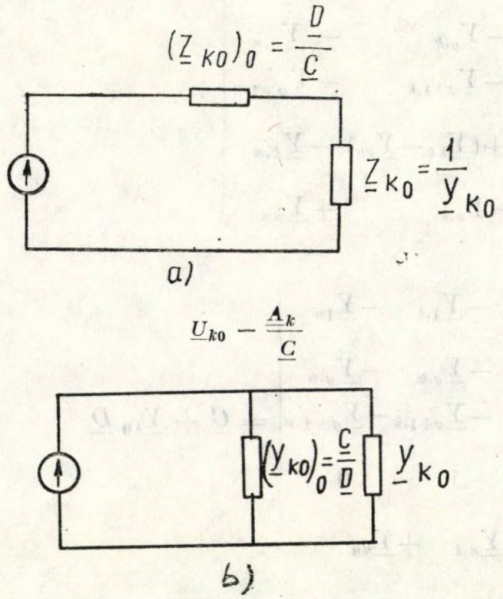


Fig. 3. Parametrii generatoarelor echivalente într-o rețea oarecare :
a – generator echivalent de tensiune ; *b* – generator echivalent de curent.

Schemele echivalente ne dau posibilitatea de a determina :

— curentul în latura $\underline{k}$ (nodul $\underline{k}$ – pământ) :

$$\underline{I}_k = \underline{A}_k \frac{\underline{Y}_{k0}}{\underline{C} + \underline{D}\,\underline{Y}_{k0}} \qquad (9)$$

— tensiunea $\underline{U}_k$ a nodului $\underline{k}$ față de pământ :

$$\underline{U}_k = \underline{Z}_{k0}\,\underline{I}_k = \frac{\underline{A}_k}{\underline{C} + \underline{D}\,\underline{Y}_{k0}} \qquad (10)$$

— puterea sarcinii

$$\underline{S}_k = \underline{Z}_{k0}\,\underline{I}_k^2 = \underline{Y}_{k0} \frac{\underline{A}_k^2}{(\underline{C} + \underline{D}\,\underline{Y}_{k0})^2} \qquad (11)$$

— puterea debitată de generatorul echivalent

a) de tensiune :

$$\underline{S}_{GT} = \underline{U}_{k0}\,\underline{I}_k^* = \frac{\underline{A}_k^2}{\underline{C}} \cdot \frac{\underline{Y}_{k0}^*}{(\underline{C} + \underline{D}\,\underline{Y}_{k0})^*} \qquad (12a)$$

b) de curent :

$$\underline{S}_{GC} = \underline{U}_k\,\underline{I}_{scc\,k}^* = \frac{\underline{A}_k^2}{D^*\,(\underline{C} + \underline{D}\,\underline{Y}_{k0})} \cdot \qquad (12b)$$

Schemele echivalente (fig. 3) dau curenții și tensiunile reale la bornele laturii analizate. În aceste scheme însă nu se consumă puterea furnizată real de generatoare și, evident, nici pierderile de putere activă și reactivă în rețea.

3. Considerații privind pierderile de putere în generatoarele echivalente

Într-o rețea care, conform ipotezelor care stau la baza generatoarelor echivalente, are tensiunile (curenții) generatoarelor constante și sarcinile liniarizate nemodificate, puterea produsă de generatoarele rețelei care se echivalează, pentru o sarcină dată ($\underline{Y}_{k0}$), în nodul k este :

$$\underline{S}\,(\underline{Y}_{k0}) = \sum_{i=1}^{g} \underline{E}_i\,\underline{Y}_{i0}^*\,(\underline{E}_i - \underline{U}_i)^*.$$

Pentru o variație a sarcinii (de la $\underline{Y}_{k0}^{(1)}$ la $\underline{Y}_{k0}^{(2)}$), variația puterii produse va fi :

$$\Delta\underline{S} = \underline{S}\,(\underline{Y}_{k0}^{(1)}) - \underline{S}\,(\underline{Y}_{k0}^{(2)}) = \sum_{i=1}^{g} \underline{E}_i\,\underline{Y}_{i0}^*\,(\underline{U}_i^{(2)} - \underline{U}_i^{(1)})^*$$

și cu (5)

$$\Delta\underline{S} = \sum_{i=1}^{g} \underline{E}_i\,\underline{Y}_{i0}^* \left[\frac{\underline{Y}_{k0}^{(1)} - \underline{Y}_{k0}^{(2)})\,(\underline{A}_i\underline{D} - \underline{B}_i\,\underline{C})}{(\underline{C} + \underline{Y}_{k0}^{(1)}\,\underline{D})\,(\underline{C} + \underline{Y}_{k0}^{(2)}D)} \right]^*$$

sau :

$$\Delta\underline{S} = \left[\frac{\underline{Y}_{k0}^{(1)} - \underline{Y}_{k0}^{(2)}}{(\underline{C} + \underline{Y}_{k0}^{(1)}\,\underline{D})\,(\underline{C} + \underline{Y}_{k0}^{(2)}D)} \right]^* \sum_{i=1}^{g} [\underline{E}_i\,\underline{Y}_{i0}^* \cdot (\underline{A}_i\,\underline{D} - \underline{B}_i\,\underline{C})^*] \qquad (13)$$

Variația puterii produse de generatorul echivalent ca urmare a variației sarcinii din nodul $\underline{k}$ este :

a) *pentru generatorul echivalent de tensiune*

$$\Delta\underline{S}_{GT} = \underline{S}_{GT}(\underline{Y}_{k0}^{(1)}) - \underline{S}_{GT}\,(\underline{Y}_{k0}^{(2)}) =$$

$$= \frac{\underline{A}_k^2}{\underline{C}} \left[\frac{\underline{Y}_{k0}^{(1)}}{\underline{C} + \underline{D}\,\underline{Y}_{k0}^{(1)}} - \frac{\underline{Y}_{k0}^{(2)}}{\underline{C} + \underline{D}\,\underline{Y}_{k0}^{(2)}} \right]^* =$$

$$= A_k^2 \frac{\underline{C}^*}{\underline{C}} \left[\frac{\underline{Y}_{k0}^{(1)} - \underline{Y}_{k0}^{(2)}}{(\underline{C} + \underline{Y}_{k0}^{(1)}\,\underline{D})(\underline{C} + \underline{Y}_{k0}^{(2)}\underline{D})} \right]^* \cdot \qquad (14)$$

b) *pentru generatorul echivalent de curent*

$$\Delta \underline{S}_{GC} = \underline{S}_{GC}(\underline{Y}_{k0}^{(1)}) - \underline{S}_{GC}(\underline{Y}_{k0}^{(2)}) =$$

$$= \frac{\underline{A}_k^2}{\underline{D}^*}\left[\frac{1}{\underline{C} + \underline{D}\,\underline{Y}_{k0}^{(1)}} - \frac{1}{\underline{C} + \underline{D}\,\underline{Y}_{k0}^{(2)}}\right] = \quad (15)$$

$$= \underline{A}_k^2 \frac{\underline{D}}{\underline{D}^*} \frac{\underline{Y}_{k0}^{(2)} - \underline{Y}_{k0}^{(1)}}{(\underline{C} + \underline{D}\,\underline{Y}_{k0})(\underline{C} + \underline{D}\,\underline{Y}_{k0})}$$

Din compararea relaţiilor (13) şi (14) se poate constata că :

a) *pentru generatorul echivalent de tensiune*, raportul

$$k_T = \frac{\Delta \underline{S}}{\Delta \underline{S}_{GT}} = \frac{\underline{C}}{\underline{C}^* \underline{A}_k^2} \sum_{i=1}^{g} [\underline{E}_i \underline{Y}_{i0}^* (\underline{A}_i \underline{D} - \underline{B}_i \underline{C})^*] \quad (16)$$

este independent de valoarea lui $\underline{Y}_{k0}$ şi poate fi considerat ca un invariant al acestei echivalenţe.

El este determinat de structura reţelei (în care sarcinile sînt reprezentate prin impedanţe) şi de valorile t.e.m. (în modul şi argument) considerate cele din regimul iniţial.

b) *pentru generatorul echivalent de curent*

$$\underline{k}_c = \frac{\Delta \underline{S}}{\Delta \underline{S}_{GC}} = \frac{[\underline{Y}_{k0}^{(1)} - \underline{Y}_{k0}^{(2)}]^*}{\underline{Y}_{k0}^{(2)} \underline{Y}_{k0}^{(1)}} \times$$

$$\times \frac{(\underline{C} + \underline{Y}_{k0}^{(1)} \underline{D})(\underline{C} + \underline{Y}_{k0}^{(2)} \underline{D})}{(\underline{C} + \underline{Y}_{k0}^{(1)} \underline{D})(\underline{C} + \underline{Y}_{k0}^{(2)} \underline{D})]^*} \times \frac{\underline{D}^*}{\underline{D}} \times \underline{A}_k^2 \times \quad (17a)$$

$$\times \sum_{i=1}^{g} [\underline{E}_i \underline{Y}_{i0} (\underline{A}_i \underline{D} - \underline{B}_i \underline{C})^*]$$

este dependent de valoarea impedanţei de sarcină $\underline{Y}_{k0}$.

El devine independent de sarcină numai în reţelele constituite fie numai din rezistenţe (reţele de curent continuu), fie numai din reactanţe. În aceste cazuri :

$$\underline{k}_c = \frac{\underline{D}^*}{\underline{D}} \underline{A}_k^2 \sum_{i=1}^{g} [\underline{E}_i \underline{Y}_{i0}^* (\underline{A}_i \underline{D} - \underline{B}_i \underline{C})^*] \quad (17\,b)$$

★

Invariantul $\underline{k}_T$ este egal cu raportul tensiunilor generatoarelor echivalente de tensiune obţinute în raport cu latura $\underline{k}$ a reţelei reale şi într-o reţea fictivă în care impedanţele (admitanţele) sînt înlocuite cu valorile lor conjugate, adică :

$$\underline{k}_T = \frac{\underline{U}_{k0}(\underline{Y}^*)}{\underline{U}_{k0}(\underline{Y})}. \quad (18)$$

Pentru a demonstra această afirmaţie trebuie observat că :

$$\underline{k}_T = \frac{\underline{U}_{k0}(\underline{Y}^*)}{\underline{U}_{k0}(\underline{Y})} = \frac{\underline{A}_k(\underline{Y}^*)}{\underline{C}^*} \cdot \frac{\underline{C}}{\underline{A}_k}$$

sau

$$\underline{k}_T = \frac{\underline{A}_k(\underline{Y}^*) \cdot \underline{A}_k^*}{\underline{A}_k^2} \cdot \frac{\underline{C}}{\underline{C}^*}$$

Determinantul $\underline{A}_k$ are valoarea (obţinută prin dezvoltarea după coloana k) :

$$\underline{A}_k = \sum_{i=1}^{g} \underline{E}_i \underline{Y}_{i0} \underline{C}_{ki}$$

şi, prin analogie :

$$\underline{A}_k^* = \sum_{i=1}^{g} \underline{E}_i^* \underline{Y}_{i0}^* \underline{C}_{ki}^*,$$

unde $\underline{C}_{ki}$ sînt complementii algebrici ai elementelor determinantului $\underline{C}$, după coloana $\underline{k}$.

$$\underline{A}_k(\underline{Y}^*) = \sum_{i=1}^{g} \underline{E}_i \underline{Y}_{i0}^* \underline{C}_{ki}^*$$

$$\underline{A}_k(\underline{Y}^*) \cdot (\underline{A}_k^*) = \sum_{i=1}^{g} \underline{E}_i \underline{Y}_{i0}^* \underline{C}_{ki}^* \underline{A}_k^*$$

Conform relaţiei (5) rezultă :

$$\underline{Y}_{k0} = \frac{\underline{A}_k - \underline{C}\,\underline{U}_k}{\underline{D}\,\underline{U}_k} \quad (19)$$

$$\underline{U}_i = \frac{\underline{U}_k[\underline{A}_i \underline{D} - \underline{B}_i \underline{C}] + \underline{A}_k \underline{B}_i}{\underline{A}_k \underline{D}} \quad (20)$$

$$i \neq k$$

Introducînd în ecuaţia $\underline{k}$ a sistemului (1) valorile (19), se obţine :

$$\frac{\underline{U}_k}{\underline{A}_k \underline{D}} \left\{ \underline{Y}_{kk} \underline{A}_k \underline{D} - \sum_{1\,k}^{n} \underline{Y}_{ki} (\underline{A}_i \underline{D} - \underline{B}_i \underline{C}) \right\} =$$

$$= \frac{1}{\underline{D}} \sum_{1\,k}^{n} \underline{Y}_{ki} \underline{B}_i \quad (21)$$

Determinantul $\underline{A}_k$ are expresia :

$$\underline{A}_k = \sum_{1\,k}^{n} \underline{Y}_{ki} \underline{B}_i$$

şi cu (5) :

$$\underline{U}_k = \frac{\underline{A}_k}{\underline{C} + \underline{Y}_{k0} \underline{D}}, \text{ respectiv } \frac{\underline{A}_k}{\underline{U}_k} = \underline{C} + \underline{Y}_{k0} \underline{D},$$

se obţine :

$$\frac{1}{\underline{A}_k}\left[\underline{Y}_{kk} \underline{A}_k \underline{D} - \sum_{1\,k}^{n} \underline{Y}_{ki} (\underline{A}_i \underline{D} - \underline{B}_i \underline{C})\right] = \underline{C} + \underline{Y}_{k0} \underline{D}. \quad (22)$$

Determinantul Δ are expresia :

$$\underline{Y}_{kk} \underline{C}_{kk} - \sum_{1\,k}^{n} \underline{Y}_{ki} \underline{C}_{ki} \equiv \underline{C} + \underline{Y}_{k0} \underline{D}. \quad (23)$$

Din relaţiile (21) şi (22) rezultă :

$$\frac{1}{\underline{A}_k}\left[\underline{Y}_{kk}\underline{A}_k\underline{D} - \sum_{1}^{n}{}_k \underline{Y}_{ki}(\underline{A}_i\underline{D} - \underline{B}_i\underline{C})\right] =$$

$$= \underline{Y}_{kk}\underline{C}_{kk} - \sum_{1}^{n}{}_k \underline{Y}_{ki}\,\underline{C}_{ki}$$

o identitate în $\underline{Y}_{ij}$ şi :

$$\underline{C}_{kk} = \underline{D}$$

$$\underline{A}_k\underline{C}_{ki} = \underline{A}_i\underline{D} - \underline{B}_i\underline{C}.$$

$$\underline{k}_T = \frac{\sum_{i=1}^{g}[\underline{E}_i\underline{Y}^*_{i0}(\underline{A}_i\underline{D} - \underline{B}_i\underline{C})^*]}{A_k^2} \cdot \frac{\underline{C}}{\underline{C}^*}.$$

adică expresia (15) şi tocmai ceea ce trebuia demonstrat.

Este interesant de observat că, pentru regimuri apropiate, fără modificări de configuraţie de reţea, ipoteza menţinerii tensiunilor constante practic nu dă erori (t.e.m. în modul se poate considera constantă ca urmare a acţiunii regulatorului de tensiune, iar variaţiile de unghi sînt de 2 — 5°, ceea ce nu modifică esenţial valoarea tensiunilor de mers în gol şi a lui $\underline{k}_T$).

4. Procedeu de calcul

4.1. Se determină generatorul echivalent de tensiune pentru reţeaua reală, precum şi tensiunea acestuia pentru o reţea fictivă în care impedanţele sînt conjugatele celor reale.

Se obţine :

$$\underline{U}_{k0}(\underline{Y}); \quad (\underline{Z}_{k0})_0, \quad \underline{U}_{k0}(\underline{Y})$$

4.2. Se calculează :

$$\underline{k}_T = \frac{\underline{U}_{k0}(\underline{Y}^*)}{\underline{U}_{k0}(\underline{Y})}$$

4.3. Se determină S_{GT} pentru noua impedanţă de sarcini (2).

$\underline{Z}_{k0}$ (variaţia impedanţei poate fi oarecare : liniară sau neliniară).

Variaţia puterii totale în reţeaua reală, ca urmare a variaţiei impedanţei, va fi :

$$\Delta\underline{S} = \underline{k}_T \cdot \Delta\underline{S}_{GT}$$

4.4. Evident, relaţia este absolut corectă pentru regimul iniţial calculat. De asemenea, ea este exactă dacă sînt respectate ipotezele admise la formarea generatoarelor echivalente de tensiune :

— toate t.e.m. ale generatoarelor rămîn constante în modul şi argument ;

— toate elementele reţelei (cu excepţia laturii analizate) sînt liniare (inclusiv sarcinile din noduri).

4.5. În anexele 1 şi 2 sînt prezentate aplicaţii simple ale celor expuse.

În cazul unor reţele complexe, calculele se pot face cu ajutorul calculatorului.

Determinarea tensiunilor de mers în gol $\underline{U}_{k0}(\underline{Y})$ şi $\underline{U}_{k0}(\underline{Y}^*)$ comportă un calcul obişnuit de circulaţii de putere cu t.e.m. ($\underline{E}_i$) la generatoare cunoscute (corespunzătoare celor din regimul normal de bază).

Variaţia puterii generate se poate calcula pe un echivalent de tensiune clasic sau într-o schemă echivalentă REI, alcătuită în raport cu nodul studiat.

5. Concluzii

Într-o reţea oarecare, pentru care se fac ipotezele care stau la baza determinării generatoarelor echivalente de tensiune şi curent (reţea liniară, t.e.m. ale generatoarelor $\underline{E}_i$ constante, sarcinile reprezentate prin impedanţe).

1. Generatorul echivalent de tensiune (Thévenin) este conservativ — cu diferenţa unui factor constant ($\underline{k}_T$) — pentru pierderile de putere în reţea, evident pentru modificări ce respectă condiţiile menţionate mai sus.

2. Factorul $\underline{k}_T$, un invariant al echivalării, este egal cu raportul :

$$\underline{k}_T = \frac{\underline{U}_{k0}(\underline{Y}^*)}{\underline{U}_{k0}(\underline{Y})}$$

şi poate fi determinat simplu pentru fiecare nod al reţelei.

3. În reţelele de curent alternativ, generatorul echivalent de curent nu este conservativ pentru pierderile de putere.

4. Deoarece teorema lui Thévenin este valabilă pentru orice tip de impedanţă a laturii în raport cu care se face echivalarea, utilizînd această metodă s-ar putea obţine indicatori de pierderi necesari caracterizării, din punct de vedere calitativ, a efectului asupra pierderilor în reţelele unei zone sau sistem energetic al variaţiei sarcinii sau al puterii produse de o centrală inclusă în latura respectivă.

ANEXA 1

Rețea simplă de curent continuu

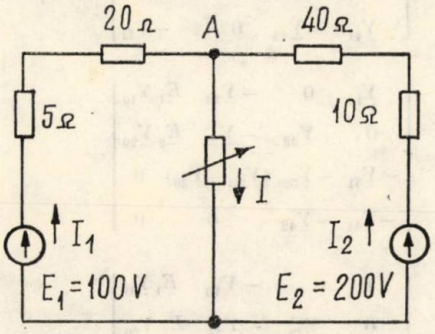


Fig. 4. Rețeaua de calcul din anexa 1.

Calculul pe rețeaua dată

$R_{AB_1} = 10 \qquad R_{AB_2} = 50$

$I_1 = 2A \quad P_1 = 200\ \text{w} \qquad I_1 = 0 \quad P_1 = 0$

$I_2 = 3A \quad P_2 = 600\ \text{w} \qquad I_2 = 2 \quad P_2 = 400\ \text{w}$

$I_{AB_1} = 5A \quad P_{AB_1} = 250\ \text{w} \quad I_{AB_2} = 2 \quad P_{AB_2} = 200\ \text{w}$

$$\Delta P_1 = \sum_1^2 RI^2 = 550\ \text{w} \qquad \Delta P_2 = \sum_1^2 RI^2 = 200\ \text{w}$$

$$\Delta S_G = 800 - 400 = 400\ \text{w} \qquad \text{(A 1—1)}$$

$$\Delta P = 550 - 200 = 350\ \text{w} \qquad \text{(A 1—2)}$$

Calculul lui $\underline{k}_T$: $k_T = 1$ rețea de c.c.
Calculul pe rețeaua echivalentă :

$$U_{AB_0} = -\frac{100}{75} \cdot 50 + 200 = \frac{400}{3}\ \text{V}$$

$$R_{AB_0} = \frac{25 \times 50}{75} = \frac{50}{3}\ \Omega$$

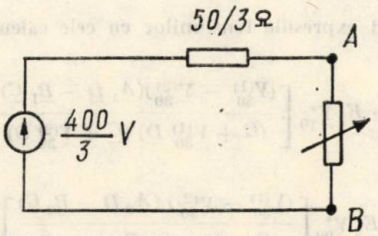


Fig. 5. Schemă echivalentă pentru rețeaua de calcul din anexa 1.

$$R_{AB_1} = 10\,\Omega \qquad R_{AB_2} = 50\,\Omega$$

$$I_{AB_1} = \frac{400/3}{50/3 + 10} = 5\ \text{A} \qquad I_{AB_2} = \frac{400/3}{50/3 + 50} = 2\ \text{A}$$

$$S_1 = \frac{4000}{3} \cdot 5 = \frac{2000}{3}\ \text{w} \qquad S_2 = \frac{400}{3} \cdot 2 = \frac{800}{3}$$

$$\Delta P_1 = RI^2_{AB_1} = \frac{50}{3} \cdot 5^2 = \qquad \Delta P_2 = RI^2_{AB_2} = \frac{50}{3} \cdot 2^2 =$$

$$= \frac{1250}{3}\ \text{w} \qquad = \frac{200}{3}\ \text{w}$$

$$\Delta S_{GT} = \frac{2000}{3} - \frac{800}{3} = \frac{1200}{3} = 400\ \text{w} \qquad \text{(A 1—3)}$$

$$\Delta P_{GT} = \frac{1250 - 200}{3} = \frac{1050}{3} = 350\ \text{w} \qquad \text{(A 1—4)}$$

Conform (16), $k_T = 1$
Din relațiile (A 1—1) — (A 1—4) rezultă :

$$\Delta S_G - \Delta S_{GT} = 400\ \text{w}$$

$$\Delta P - \Delta P_{GT} = 350\ \text{w}.$$

ANEXA 2

Rețea de curent alternativ simplă

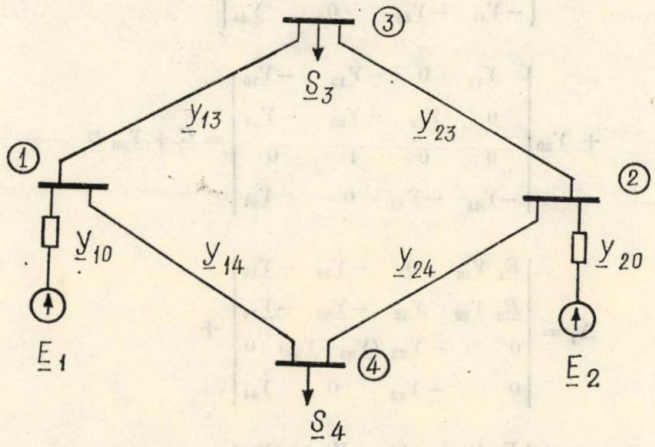


Fig. 6. Rețeaua de calcul din anexa 2.

In ipoteza :

$$\underline{S} = \underline{Y} \cdot U^2$$

ecuațiile (2) devin :

$$\begin{aligned}
&\underline{U}_1 \underline{Y}_{11} - \underline{U}_3 \underline{Y}_{13} - \underline{U}_4 \underline{Y}_{14} = \underline{E}_1 \underline{Y}_{10} \\
&+ \underline{U}_2 \underline{Y}_{22} - U_3 \underline{Y}_{23} - U_4 \underline{Y}_{24} = E_2 \underline{Y}_{20} \\
&-\underline{U}_1 \underline{Y}_{31} - \underline{U}_2 \underline{Y}_{32} + \underline{U}_3 \underline{Y}_{33} = 0 \\
&-\underline{U}_1 \underline{Y}_{41} - \underline{U}_2 \underline{Y}_{42} + \underline{U}_4 \underline{Y}_{44} = 0
\end{aligned}$$

Considerînd variabilă sarcina nodului 3 :

$$\underline{Y}_{33} = \underline{Y}_{30} + \sum_{i=1}^{4} 3\underline{Y}_{3i}$$

$$\underline{Y}_{33} = \underline{Y}_{30} + (\underline{Y}_{13} + \underline{Y}_{23}).$$

în care $\underline{Y}_{30}$ poate lua diferite valori.

Tensiunile la noduri vor fi:

$$\left.\begin{aligned} \underline{U}_1 &= \frac{\Delta_1}{\Delta} = \frac{\underline{A}_1 + \underline{Y}_{30}\,\underline{B}_1}{\underline{C} + \underline{Y}_{30}\,\underline{D}} \\ \underline{U}_2 &= \frac{\Delta_2}{\Delta} = \frac{\underline{A}_2 + \underline{Y}_{30}\,\underline{B}_2}{\underline{C} + \underline{Y}_{30}\,\underline{D}} \\ \underline{U}_3 &= \frac{\Delta_3}{\Delta} = \frac{\underline{A}_3}{\underline{C} + \underline{Y}_{30}\,\underline{D}} \\ \underline{U}_4 &= \frac{A_4}{\Delta} = \frac{\underline{A}_4 + \underline{Y}_{30}\,\underline{B}_4}{\underline{C} + \underline{Y}_{30}\,\underline{D}} \end{aligned}\right\} \qquad (A\ 2-2)$$

în care:

$$\Delta = \begin{vmatrix} \underline{Y}_{11} & 0 & -\underline{Y}_{13} & -\underline{Y}_{14} \\ 0 & \underline{Y}_{22} & -\underline{Y}_{23} & -\underline{Y}_{24} \\ -\underline{Y}_{31} & -\underline{Y}_{32} & \underline{Y}_{33} & 0 \\ -\underline{Y}_{41} & -\underline{Y}_{42} & 0 & \underline{Y}_{44} \end{vmatrix} =$$

$$= \begin{vmatrix} \underline{Y}_{11} & 0 & -\underline{Y}_{13} & -\underline{Y}_{14} \\ 0 & \underline{Y}_{22} & -\underline{Y}_{23} & -\underline{Y}_{24} \\ -\underline{Y}_{31} & -\underline{Y}_{32} & (\underline{Y}_{33}-\underline{Y}_{30}) & 0 \\ -\underline{Y}_{41} & -\underline{Y}_{42} & 0 & \underline{Y}_{44} \end{vmatrix} +$$

$$+ \underline{Y}_{30} \begin{vmatrix} \underline{Y}_{11} & 0 & -\underline{Y}_{13} & -\underline{Y}_{10} \\ 0 & \underline{Y}_{22} & -\underline{Y}_{23} & -\underline{Y}_{24} \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ -\underline{Y}_{41} & -\underline{Y}_{42} & 0 & \underline{Y}_{44} \end{vmatrix} = \underline{C} + \underline{Y}_{30}\,\underline{D}$$

$$\Delta_1 = \begin{vmatrix} \underline{E}_1\,\underline{Y}_{10} & 0 & -\underline{Y}_{13} & -\underline{Y}_{14} \\ \underline{E}_2\,\underline{Y}_{20} & \underline{Y}_{22} & -\underline{Y}_{23} & -\underline{Y}_{24} \\ 0 & -\underline{Y}_{32} & (\underline{Y}_{33}-\underline{Y}_{30}) & 0 \\ 0 & -\underline{Y}_{42} & 0 & \underline{Y}_{44} \end{vmatrix} +$$

$$+ \underline{Y}_{30} \begin{vmatrix} \underline{E}_1\,\underline{Y}_{10} & 0 & -\underline{Y}_{13} & -\underline{Y}_{14} \\ \underline{E}_2\,\underline{Y}_{20} & \underline{Y}_{22} & -\underline{Y}_{23} & -\underline{Y}_{24} \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & -\underline{Y}_{42} & 0 & \underline{Y}_{44} \end{vmatrix} = \underline{A}_1 + \underline{Y}_{30}\,\underline{B}_1$$

$$\Delta_2 = \begin{vmatrix} \underline{Y}_{11} & \underline{E}_1\,\underline{Y}_{10} & -\underline{Y}_{13} & -\underline{Y}_{14} \\ 0 & \underline{E}_2\,\underline{Y}_{20} & -\underline{Y}_{23} & -\underline{Y}_{24} \\ -\underline{Y}_{31} & 0 & (\underline{Y}_{33}-\underline{Y}_{30}) & 0 \\ -\underline{Y}_{41} & 0 & 0 & \underline{Y}_{44} \end{vmatrix} +$$

$$+ \underline{Y}_{30} \begin{vmatrix} \underline{Y}_{11} & \underline{E}_1\,\underline{Y}_{10} & -\underline{Y}_{13} & -\underline{Y}_{14} \\ 0 & \underline{E}_2\,\underline{Y}_{20} & -\underline{Y}_{23} & -\underline{Y}_{24} \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ -\underline{Y}_{41} & 0 & 0 & \underline{Y}_{44} \end{vmatrix} = \underline{A}_2 + \underline{Y}_{30}\,\underline{B}_2$$

$$\Delta_3 = \begin{vmatrix} \underline{Y}_{11} & 0 & \underline{E}_1\,\underline{Y}_{10} & -\underline{Y}_{14} \\ 0 & \underline{Y}_{22} & \underline{E}_2\,\underline{Y}_{20} & -\underline{Y}_{24} \\ -\underline{Y}_{31} & -\underline{Y}_{32} & 0 & 0 \\ -\underline{Y}_{41} & -\underline{Y}_{42} & 0 & +\underline{Y}_{44} \end{vmatrix} = \underline{A}_3$$

$$\Delta_4 = \begin{vmatrix} \underline{Y}_{11} & 0 & -\underline{Y}_{13} & \underline{E}_1\,\underline{Y}_{10} \\ 0 & \underline{Y}_{22} & -\underline{Y}_{23} & \underline{E}_2\,\underline{Y}_{20} \\ -\underline{Y}_{31} & -\underline{Y}_{32} & (\underline{Y}_{33}-\underline{Y}_{30}) & 0 \\ -\underline{Y}_{41} & -\underline{Y}_{42} & 0 & 0 \end{vmatrix} +$$

$$+ \underline{Y}_{30} \begin{vmatrix} \underline{Y}_{11} & 0 & -\underline{Y}_{13} & \underline{E}_1\,\underline{Y}_{10} \\ 0 & \underline{Y}_{22} & -\underline{Y}_{23} & \underline{E}_2\,\underline{Y}_{20} \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ -\underline{Y}_{41} & -\underline{Y}_{42} & 0 & 0 \end{vmatrix} = \underline{A}_4 + \underline{Y}_{30}\,\underline{B}_4$$

Conform relațiilor (8):

$$\underline{U}_{30} = \frac{\underline{A}_3}{\underline{C}} \qquad \underline{Z}_{20} = \frac{\underline{D}}{\underline{C}}$$

Conform (12 a)

$$\underline{S}_{GT} = \underline{U}_{30}\,\underline{I}_3^* = \frac{\underline{A}_3}{\underline{C}} \times \underline{A}_3^* \frac{\underline{I}_{30}^*}{(\underline{C}+\underline{Y}_{30}\underline{D})^*} =$$

$$= \frac{\underline{A}_3^2}{\underline{C}} \cdot \frac{\underline{Y}_{30}^*}{(\underline{C}+\underline{Y}_{30}\underline{D})^*} \qquad (A\ 2-3)$$

Puterea produsă de generatoarele rețelei din figura 6 va fi:

$$\underline{S}\,(\underline{Y}_{30}) = \underline{E}_1\,\underline{Y}_{10}^*\,(\underline{E}_1-\underline{U}_1)^* + \underline{E}_2\,\underline{Y}_{20}^*\,(\underline{E}_2-\underline{U}_2)^*$$

La o variație a sarcinii din nodul 3 (de la $\underline{Y}_{30}^{(1)}$ la $\underline{Y}_{30}^{(2)}$), *variația puterii generate* în rețea va fi:

$$\underline{S} = \underline{S}\,(\underline{Y}_{30}^{(1)}) - \underline{S}\,(\underline{Y}_{30}^{(2)}) =$$

$$= \underline{E}_1\,\underline{Y}_{10}\,(\underline{U}_1^{(2)} - \underline{U}_1^{(1)})^* + \underline{E}_2\,\underline{Y}_{20}^*\,(\underline{U}_2^{(2)} - \underline{U}_2^{(1)})^*. \qquad (A\ 2-4)$$

Înlocuind expresiile tensiunilor cu cele calculate anterior (A 2–2):

$$\underline{S} = \underline{E}_1\,\underline{Y}_{10}^* \left[\frac{(\underline{Y}_{30}^{(1)} - \underline{Y}_{30}^{(2)})(\underline{A}_1\,\underline{D} - \underline{B}_1\,\underline{C})}{(\underline{C} + \underline{Y}_{30}^{(1)}\,\underline{D})\,(\underline{C} + \underline{Y}_{30}^{(2)}\,\underline{D})}\right]^* +$$

$$+ \underline{E}_2\,\underline{Y}_{20}^* \left[\frac{(\underline{Y}_{30}^{(1)} - \underline{Y}_{30}^{(2)})\,(\underline{A}_2\,\underline{D} - \underline{B}_2\,\underline{C})}{(\underline{C} + \underline{Y}_{30}\,\underline{D})\,(\underline{C} + \underline{Y}_{30}\,\underline{D})}\right]^* =$$

$$= [\underline{E}_1\,\underline{Y}_{10}^*\,(\underline{A}_1\underline{D} - \underline{B}_1\underline{C})^* + \underline{E}_2\,\underline{Y}_{20}^*\,(\underline{A}_2\,\underline{D} - \underline{B}_2\,\underline{C})^*] \times$$

$$\times \left[\frac{\underline{Y}_{30}^{(1)} - \underline{Y}_{30}^{(2)}}{(\underline{C} + \underline{Y}_{30}^{(1)}\,\underline{D})\,(\underline{C} + \underline{Y}_{30}^{(2)}\,\underline{D})}\right]^* \qquad (A\ 2-5)$$

Variația *puteri produse de generatorul echivalent de tensiune* la variația sarcinii (de la $\underline{Y}_{30}^{(1)}$ la $\underline{Y}_{30}^{(2)}$) va fi :

$$\Delta S_{GT} = S_G(\underline{Y}_{30}^{(1)}) - S_{GT}(\underline{Y}_{30}^{(2)}) =$$

$$= \frac{A_3^2}{\underline{C}} \left(\frac{\underline{Y}_{30}^{(1)}}{\underline{C} + \underline{Y}_{30}^{(1)} \underline{D}} - \frac{\underline{Y}_{30}^{(2)}}{\underline{C} + \underline{Y}_{30}^{(2)} \underline{D}} \right)^* =$$

$$= \frac{A_3^2}{\underline{C}} \cdot C^* \left[\frac{\underline{Y}_{30}^{(1)} - \underline{Y}_{30}^{(2)}}{(\underline{C} + \underline{Y}_{30}^{(1)} \underline{D})(\underline{C} + \underline{Y}_{30}^{(2)} \underline{D})} \right]^* \quad \text{(A 2–6)}$$

Conform relației (16) :

$$k_T = \frac{\underline{C}}{\underline{C}^* A_3^2} [(\underline{E}_1 \underline{Y}_{10}^* (\underline{A}_1 \underline{D} - \underline{B}_1 \underline{C})^* + \underline{E}_2 \underline{Y}_{20}^* (\underline{A}_2 \underline{D} - \underline{B}_2 \underline{C})^*] \quad \text{(A 2 – 7)}$$

Se observă imediat, din relațiile (A 2–5), (A 2–6) și (A 2–7) că :

$$\Delta \underline{S} = \underline{k}_T \cdot \Delta \underline{S}_{GT}$$

Bibliografie

[1] D i m o, P. *Analiza nodală a sistemelor electroenergetice.* Editura Academiei R.S.R., 1968.

[2] R ă d u l e ț, R. și D i m o, P. *Les plus simples schémas équivalents.* În : Rev. Roum. Sci. Techn. Electr. et Energ. nr. 3, 1964.

[3] A l b e r t, H. *Considerații privind conservarea puterilor în scheme cu generator echivalent.* În : Energetica nr. 2, 1968, p. 76–79.

(Articol intrat în redacție în aprilie 1974)

Modelarea analogică a generatorului sincron și a elementelor sale exterioare în scopul analizei fenomenelor tranzitorii

Dr. ing. **O. Crișan** *)

Generatoarele sincrone constituie instalații importante în cadrul sistemelor electroenergetice, comportarea lor în regimurile staționare sau tranzitorii determinînd, în mare măsură, comportarea în ansamblu a sistemului.

O problemă dificilă care se pune la studiul analitic al regimurilor tranzitorii ale generatoarelor sincrone este necesitatea de a rezolva sisteme mari de ecuații diferențiale, în general neliniare.

În lucrare se prezintă un model analogic pentru mașina sincronă, considerată într-o reprezentare generală și conectată prin intermediul unei rețele la un sistem de putere infinită. Modelul este util pentru analiza regimurilor staționare, a regimurilor tranzitorii electromagnetice și tranzitorii electrodinamice. Modelul include principalele fenomene neliniare din mașină și permite atașarea elementelor de reglare a cuplului și a excitației.

1. Reprezentarea mașinii sincrone

Referitor la modul de reprezentare a mașinii sincrone se aduc următoarele precizări :

— mărimile statorice se consideră exprimate în sistemul de axe d, q, 0, după o transformare de tip Park;

— mărimile rotorice se consideră reduse la nivelul mărimilor statorice, prin intermediul unei matrice de transformare de tip „raport de transformare"

— toate mărimile din mașină se consideră exprimate în unități relative;

— mașina conține în rotor o înfășurare de excitație (E) după axa d, cîte o înfășurare scurtcircuitată de amortizare în axa d, respectiv q (D, Q) și cîte o înfășurare scurtcircuitată corespunzătoare curenților turbionari rotorici, în axa d, respectiv q (tD, tQ) (fig. 1);

— în stator mașina conține două înfășurări rotitoare, cîte una după fiecare axă d, respectiv q, și trei înfășurări fixe, 01, 02, 03 fără cuplaje cu rotorul;

— saturația se consideră separat pentru axa d și axa q, prin modificarea reactanței utile în funcție de valoarea fluxului rezultant din axa respectivă. Se presupune că starea de magnetizare este determinată de t.m.m. rezultantă după axa respectivă și nu este dependentă de înfășurarea care produce magnetizarea sau de încărcarea mașinii. Gradul relativ de saturație este același pentru toate circuitele aflate după aceeași axă. De asemenea se presupune că reluctanța nesaturată a căilor de flux după axa d diferă de reluctanța căilor de flux după axa q numai datorită diferenței de lungime a întrefierului după cele două axe (întrefier real sau întrefier echivalent) și că saturația după fiecare axă apare la aceeași valoare a fluxului real în întrefier, după axa respectivă;

— se neglijează efectul histerezei și al curenților turbionari statorici;

— generatorul se consideră conectat printr-o impedanță longitudinală de parametrii r, x, la un sistem de putere infinită de tensiuni u_{ds}, u_{qs};

— sistemul de excitație și reglare a tensiunii cît și sistemul instalației primare și de reglare

*) Dr. ing. Ovidiu Crișan este conferențiar la Institutul politehnic Timișoara, Facultatea de electrotehnică, catedra de electroenergetică.

a turației se pot reprezenta prin schemele-bloc corespunzătoare, în complexitatea dorită sau permisă de capacitatea calculatorului analogic.

În modelul analogic ce se va prezenta se consideră doar sistemul de excitație într-o reprezentare simplă, iar cuplul mecanic se consideră constant.

Deoarece scopul principal al lucrării este prezentarea modelului analogic utilizat, nu se va insista în continuare asupra detaliilor de calcul necesare pentru obținerea modelului matematic, acesta presupunîndu-se cunoscut.

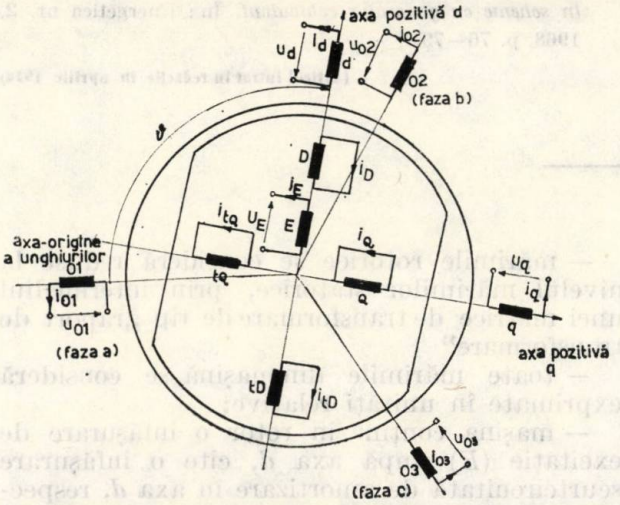


Fig. 1. Schema mașinii sincrone echivalente, modelată.

2. Modelul matematic

Cu precizările anterioare, se obține, pentru generatorul sincron și elementele sale exterioare, următorul model matematic, cu ecuațiile grupate pe părți distincte ale sistemului considerat:

I. Ecuațiile generatorului sincron fără a se specifica natura elementelor exterioare:

$$1.\ u_d = -r_d \cdot i_d - \frac{d\psi_d}{dt} + \psi_q \frac{d\vartheta}{dt} = F \text{ (rețea + sistem)}$$

$$2.\ u_q = -r_q\, i_q - \frac{d\psi_q}{dt} - \psi_d \frac{d\vartheta}{dt}$$

$$3.\ u_E = +r_E\, i_E + \frac{d\psi_E}{dt} = F_E \text{ (sistemul de excitație și reglare a tensiunii)}$$

$$4.\ u_D = +r_D\, i_D + \frac{d\psi_D}{dt} = 0$$

$$5.\ u_Q = +r_Q\, i_Q + \frac{d\psi_Q}{dt} = 0$$

$$6.\ u_{tD} = +r_{tD}\, i_{tD} + \frac{d\psi_{tD}}{dt} = 0$$

$$7.\ u_{tQ} = +r_{tQ} \cdot i_{tQ} + \frac{d\psi_{tQ}}{dt} = 0$$

$$8.\ m_m = (i_d\, \psi_q - i_q\, \psi_d) + T_m \frac{d^2\vartheta}{dt^2} = F_m \text{ (sistemul de reglare a turației și instalațiile primare).}$$

$$9.\ \psi_d = x_{dh}\,(i_d + i_E + i_D + i_{tD}) + x_{d\sigma} \cdot i_d$$

$$10.\ \psi_q = x_{qh}(i_q + i_Q + i_Q) + x_{q\sigma} \cdot i_q$$

$$11.\ \psi_E = x_{dh}(i_d + i_E + i_D + i_{tD}) + x_{E\sigma} \cdot i_E$$

$$12.\ \psi_D = x_{dh}(i_d + i_E + i_D + i_{tD}) + x_{D\sigma} \cdot i_D$$

$$13.\ \psi_Q = x_{qh}(i_q + i_Q + i_{tQ}) + x_{Q\sigma} \cdot i_Q$$

$$14.\ \psi_{tD} = x_{dh}(i_d + i_E + i_D + i_{tD}) + x_{tD\sigma} \cdot i_{tD}$$

$$15.\ \psi_{tQ} = x_{qh}\,(i_q + i_Q + i_{tQ}) + x_{tQ\sigma} \cdot i_{tQ}$$

II. Relațiile corespunzătoare considerării saturației:

$$16.\ x_{dh} = K_d \cdot x_{dh0}$$

$$17.\ x_{qh} = K_q \cdot x_{qh0}$$

$$18.\ K_d = f\,(i_d + i_E + i_D + i_{tD}) = f\,(\Sigma i)\, d$$

$$19.\ K_q = f(i_q + i_Q + i_{tQ}) = f(\Sigma i) q$$

III. Ecuațiile rețelei și sistemului la care este conectat generatorul:

$$20.\ u_d = u_{ds} + r \cdot i_d + x \frac{di_d}{dt} - x \cdot i_q \frac{d\vartheta}{dt} = F \text{ (rețea +}$$

$$21.\ u_q = u_{qs} + r \cdot i_q + x \frac{di_q}{dt} + x i_d \frac{d\vartheta}{dt} \text{ + sistem)}$$

IV. Relații corespunzătoare sistemului de excitație și reglare a tensiunii:

$$22.\ u_E = F_E(u_d, u_s, \ldots).$$

Această expresie rezultată din ecuația de funcționare a sistemului de excitație și de reglare a tensiunii.

V. Relațiile corespunzătoare regulatorului de turație și mașinii (instalațiilor) primare:

$$23.\ m_m = F_m\left(\frac{d\vartheta}{dt}, \ldots\right).$$

Această expresie rezultă din ecuația de funcționare a instalațiilor primare și a regulatorului de turație.

3. Reprezentarea curenților turbionari și a saturației

Curenții turbionari s-au introdus prin înfășurări scurtcircuitate după fiecare axă rotorică. La analiza unei anumite categorii de fenomene, parametrii corespunzători acestor circuite se consideră constanți. Deoarece pentru rotor raportul lățime/adîncime al secțiunii de fier este apropiat de 1, s-a considerat pentru înfășurare un raport $R/X=2$ și o dispersie a înfășurării echivalente de 33% [1], [2], [3], [4].

Referitor la saturație, așa cum se remarcă din relațiile (16) și (17), reactanțele utile saturate după fiecare axă (X_{dh}, X_{qh}) s-au exprimat în funcție de reactanțele utile nesaturate (X_{dh0}, X_{qh0}) prin intermediul unor coeficienți de saturație K_d, K_q.

Această metodă prezintă următoarele avantaje:

— este foarte sugestivă și ușor de mînuit;

— coeficientul de saturație se poate obține foarte ușor, cu metode grafice simple, folosind caracteristica de magnetizare a mașinii, care, oricum, este dată:

— modelarea analogică a acestui coeficient este relativ simplă și se poate obține precizia dorită în reproducerea sa.

În figura 2 se reprezintă variația coeficientului de saturație pentru o caracteristică de magnetizare normal saturată (*c.n.s.*) și una puternic saturată (*c.p.s.*). După cum se observă din figură, K se poate aproxima suficient de bine prin două segmente de dreaptă. Această reprezentare s-a adoptat pentru model.

Avînd în vedere matricele de transformare și mărimile de bază adoptate (a căror detaliere nu se prezintă aici), pentru cele două caracteristici de magnetizare date, expresiile coeficienților K_d care au fost utilizate în model pentru porțiunea saturată sînt de forma:

$$K_d = 1 - K_{1d}\,[(\Sigma i)_d - K_{2d}].$$

Aceste relații se consideră valabile pentru axa *d*.

Pentru axa *q* s-a considerat că saturația se face simțită la curent rezultant mărit, proporțional cu raportul reactanțelor utile nesaturate după cele două axe:

$$(\Sigma i)_{q.s} = \frac{X_{dh0}}{X_{qh0}}\,(\Sigma i)_{d.s}.$$

La modelarea pe calculator s-a realizat schema corespunzătoare saturației, astfel încît aceasta să se facă simțită în mod corect, în ambele alternanțe ale variației fluxului rezultant.

4. Alegerea scărilor. Modelul analogic

După cum se știe, pentru a se putea reproduce un model matematic pe calculatorul analogic, este necesar ca mărimile care intervin în model să nu depășească valorile admise (valorile nominale) ale amplificatoarelor. În acest scop este necesar să se aleagă o anumită scară de modelare; apreciindu-se valorile maxime posibile ale variabilelor, scările se aleg astfel ca valorile variabilelor pe model să fie în limitele admise.

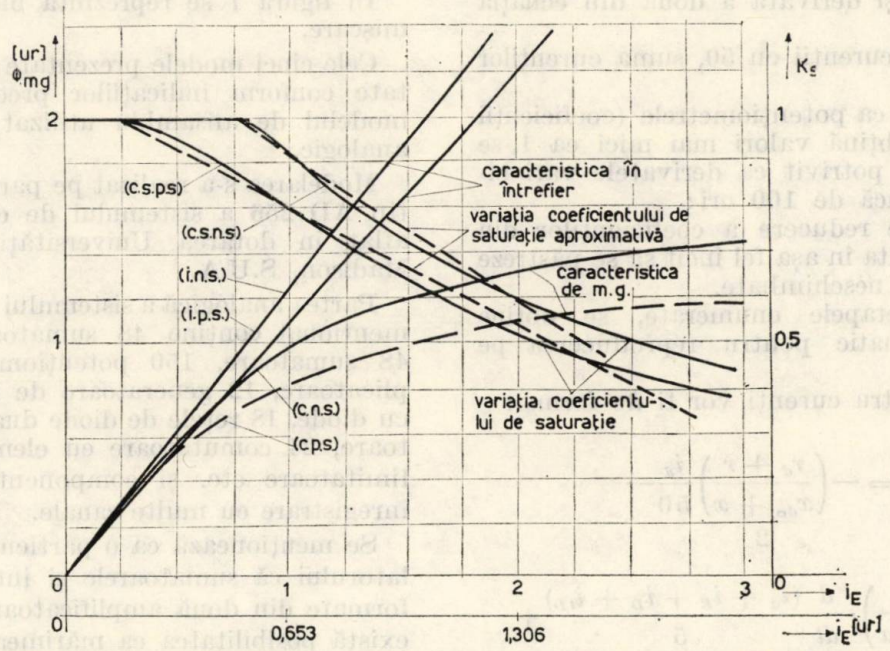


Fig. 2. Caracteristicile de magnetizare și variația reală și aproximată a coeficientului de saturație.

La alegerea scărilor pe model s-au avut în vedere următoarele considerente :

— în nici un punct al schemei să nu se depășească tensiunea unitară a calculatorului (1 u.r. = 100 V) ;

— tensiunile elementelor să aibă, pe cît posibil, valoarea aproape de unitate pentru a obține rezultatele cu precizia maximă ;

— valorile potențiometrelor să fie, pe cît posibil, cu prima cifră semnificativă imediat după virgulă (și, bineînțeles, cu valoarea <1) ;

— pe cît posibil, coeficienții de amplificare să fie plasați la integratoare (nu la sumatoare).

La alegerea scărilor s-a presupus că variabilele pot atinge următoarele valori-limită :

— curenții s-au presupus că pot atinge maximum de 15 ori valoarea nominală, ceea ce, în valoarea maximă momentană și unitățile relative adoptate, reprezintă aproximativ 30 u.r. Avînd în vedere acest fapt, curenții au fost reduși pe model de 50 ori ;

— suma curenților s-a presupus că se modifică în limite mai restrînse, ea fiind legată de fluxul rezultant din mașină, care, chiar în timpul fenomenelor tranzitorii, suferă o variație limitată. Din acest motiv suma curenților a fost redusă de 5 ori ;

— viteza unghiulară diferă puțin de viteza unghiulară sincronă (1.u.r.) și deci scara pentru viteza unghiulară s-a considerat egală cu 1.

Pentru a obține modelul pentru calculatorul analogic, este necesar să se exprime derivatele ca funcție de toate variabilele.

În acest scop se procedează în felul următor :

— se înlocuiesc în ecuațiile (1)—(7), tensiunile din ecuațiile (20)—(21) și înlănțuirile din ecuațiile (9)—(15) ;

— din expresiile obținute, se separă derivatele curenților și derivata a doua din ecuația de mișcare ;

— se împart curenții cu 50, suma curenților cu 5 ;

— urmărind ca potențiometrele (coeficienții ecuațiilor) să obțină valori mai mici ca 1, se găsește că este potrivit ca derivatele variabilelor să se reducă de 100 ori ;

— valorile de reducere a coeficienților din ecuații vor rezulta în așa fel încît să se păstreze relațiile inițiale neschimbate.

Parcurgînd etapele enumerate, se obține modelul matematic pentru reproducerea pe calculator.

Ecuațiile pentru curenți vor fi de forma :

$$\underset{100}{\frac{di_d}{dt}} = -\underset{2}{\left(\frac{r_d + r}{x_{d\sigma} + x}\right)}\underset{50}{\frac{i_d}{}} -$$

$$- \underset{20}{K_d\left(\frac{x_{dh0}}{x_{d\sigma} + x}\right)} \cdot \underset{5}{\frac{d}{dt}(i_d + i_E + i_D + i_{tD})} +$$

$$+ \underset{20}{K_q\left(\frac{x_{qh0}}{x_{d\sigma} + x}\right)} \underset{5}{(i_q + i_Q + i_{tQ})} \cdot \underset{1}{\frac{d\vartheta}{dt}} +$$

$$+ \underset{2}{\left(\frac{x_{q\sigma} + x}{x_{d\sigma} + x}\right)} \underset{50}{i_q} \underset{1}{\frac{d\vartheta}{dt}} - \underset{1}{u_{ds}} \underset{100}{\left(\frac{1}{x_{d\sigma} + x}\right)}$$

Forme asemănătoare se vor obține pentru ceilalți curenți din mașină.

Relația pentru ecuația de mișcare va fi de forma :

$$\underset{1}{\frac{d^2\vartheta}{dt^2}} = \left(\frac{1}{T_m}\right)\left\{\underset{1\,000}{m_m} - \underset{50}{i_d K_q} \cdot \underset{4}{x_{qh0}}\left(\underset{5}{i_q + i_Q + i_{tQ}}\right) - \right.$$

$$- \underset{50}{i_d} \cdot \underset{0,4}{x_{q\sigma}} \cdot \underset{50}{i_q} + \underset{50}{i_q K_d} \cdot \underset{4}{x_{dh0}} \cdot \underset{5}{(i_d + i_E + i_D + i_{tD})} +$$

$$\left. + \underset{50}{i_q} \cdot \underset{0,4}{x_{d\sigma}} \cdot \underset{50}{i_d}\right\} \times 1000$$

În cazul în care nu se ia în considerare rețeaua, în modelul matematic se consideră $r = 0$, $x = 0$.

În figurile 3 și 4 se prezintă reproducerea pe calculator a ecuațiilor pentru curenții în axa d și axa q a generatorului.

În figurile 5 și 6 sînt reproduse blocurile pentru modelarea saturației după axele d și q, realizate în concordanță cu considerentele prezentate în paragraful 3.

În figura 7 se reprezintă blocul ecuației de mișcare.

Cele cinci modele prezentate în figuri, conectate conform indicațiilor precizate, formează modelul de ansamblu utilizat pe calculatorul analogic.

Modelarea s-a realizat pe partea analogică de tip AD 256 a sistemului de calculator hibrid aflat în dotarea Universității din Wisconsin, Madison, S.U.A.

Partea analogică a sistemului hibrid de calcul menționat conține 48 sumatoare-integratoare, 48 sumatoare, 150 potențiometre, 30 multiplicatoare, 12 generatoare de funcții variabile cu diode, 18 rețele de diode duale, 24 comparatoare, 24 comutatoare cu elemente statice, 15 limitatoare etc. și componente periferice de înregistrare cu multe canale.

Se menționează ca o particularitate a calculatorului că sumatoarele și integratoarele sînt formate din două amplificatoare înseriate, deci există posibilitatea ca mărimea de ieșire să se obțină cu semnul ei sau cu semn schimbat.

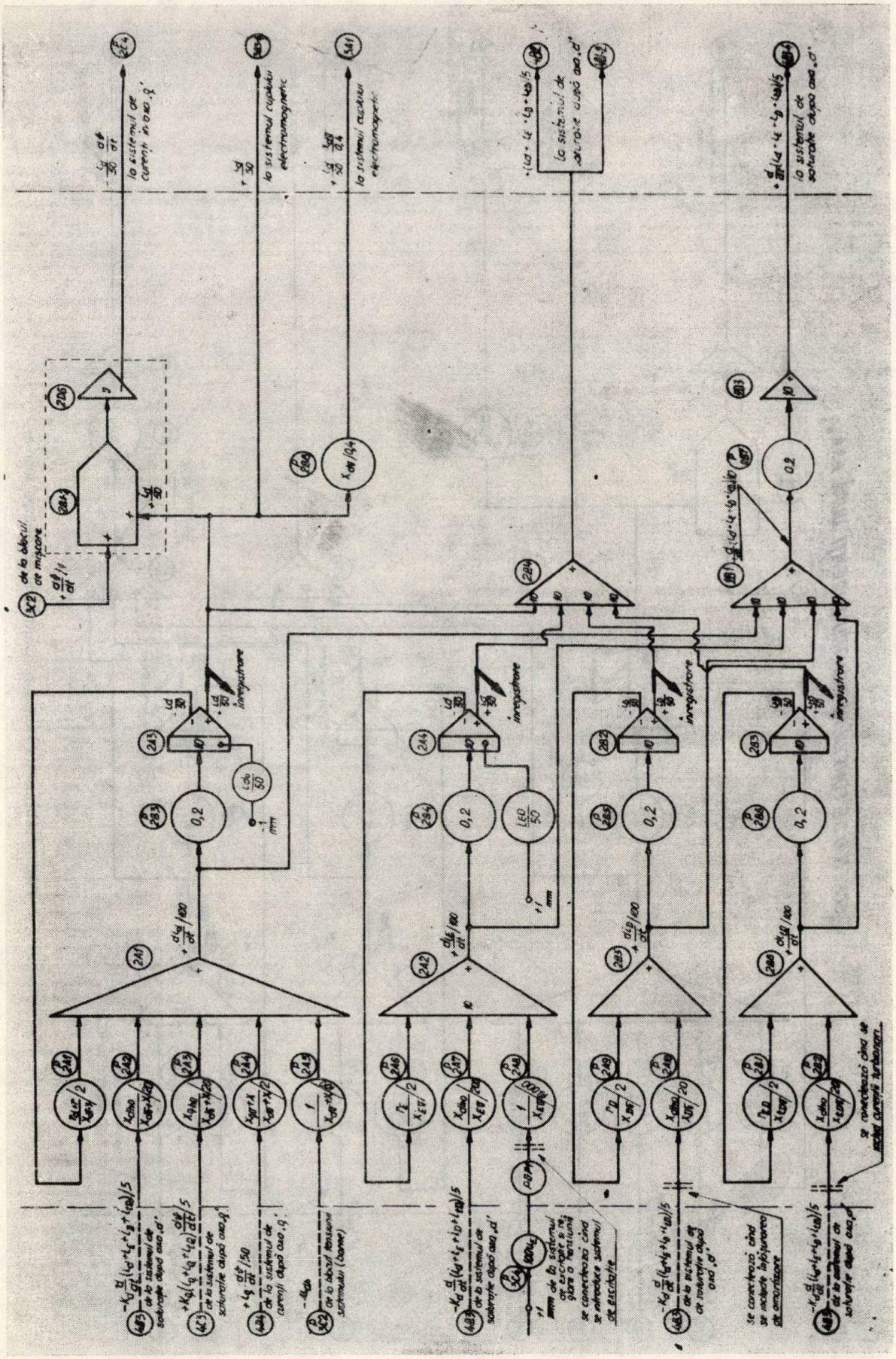


Fig. 3. Schema de conexiuni pentru curenții după axa *d*.

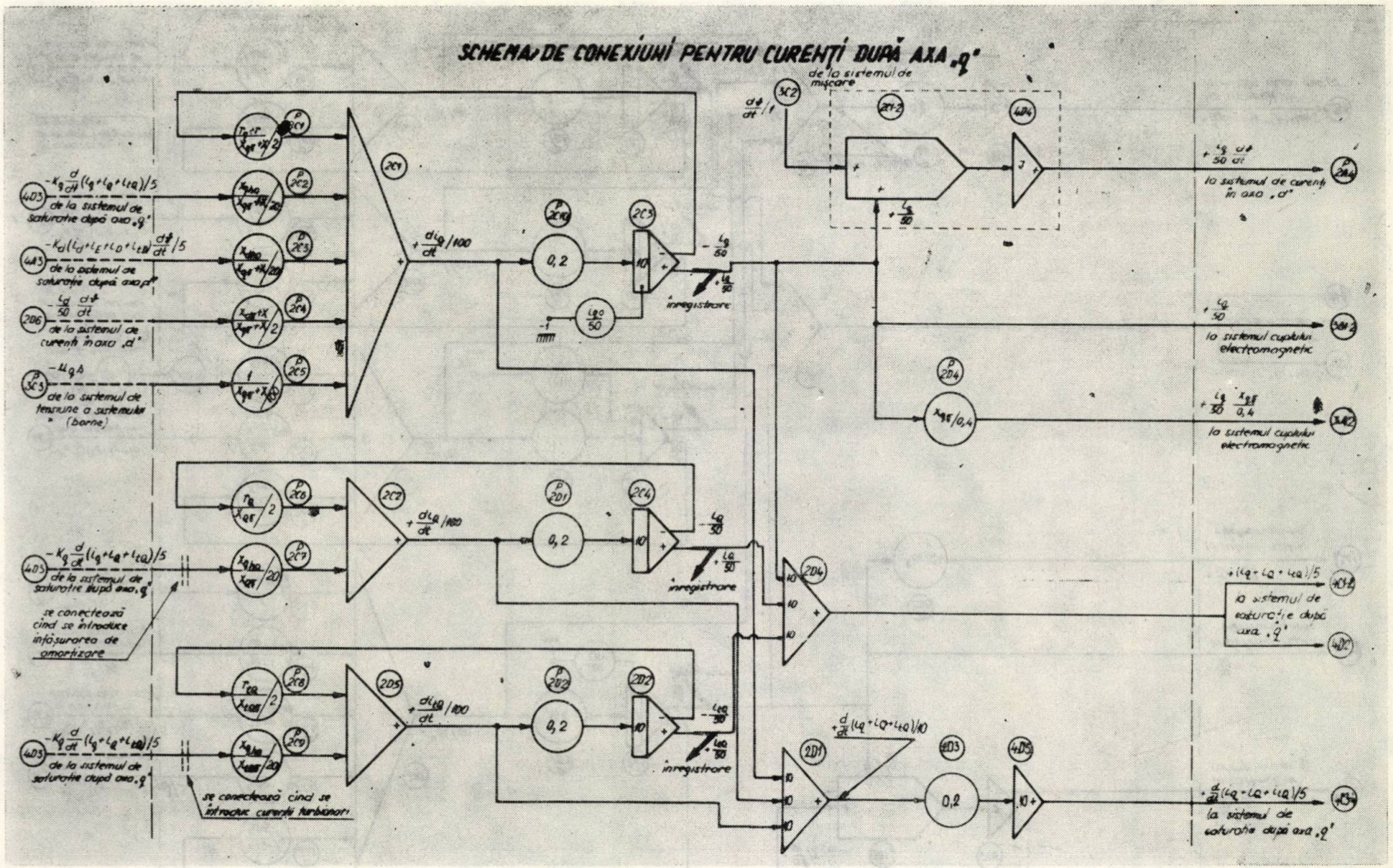


Fig. 4. Schema de conexiuni pentru curenții după axa q.

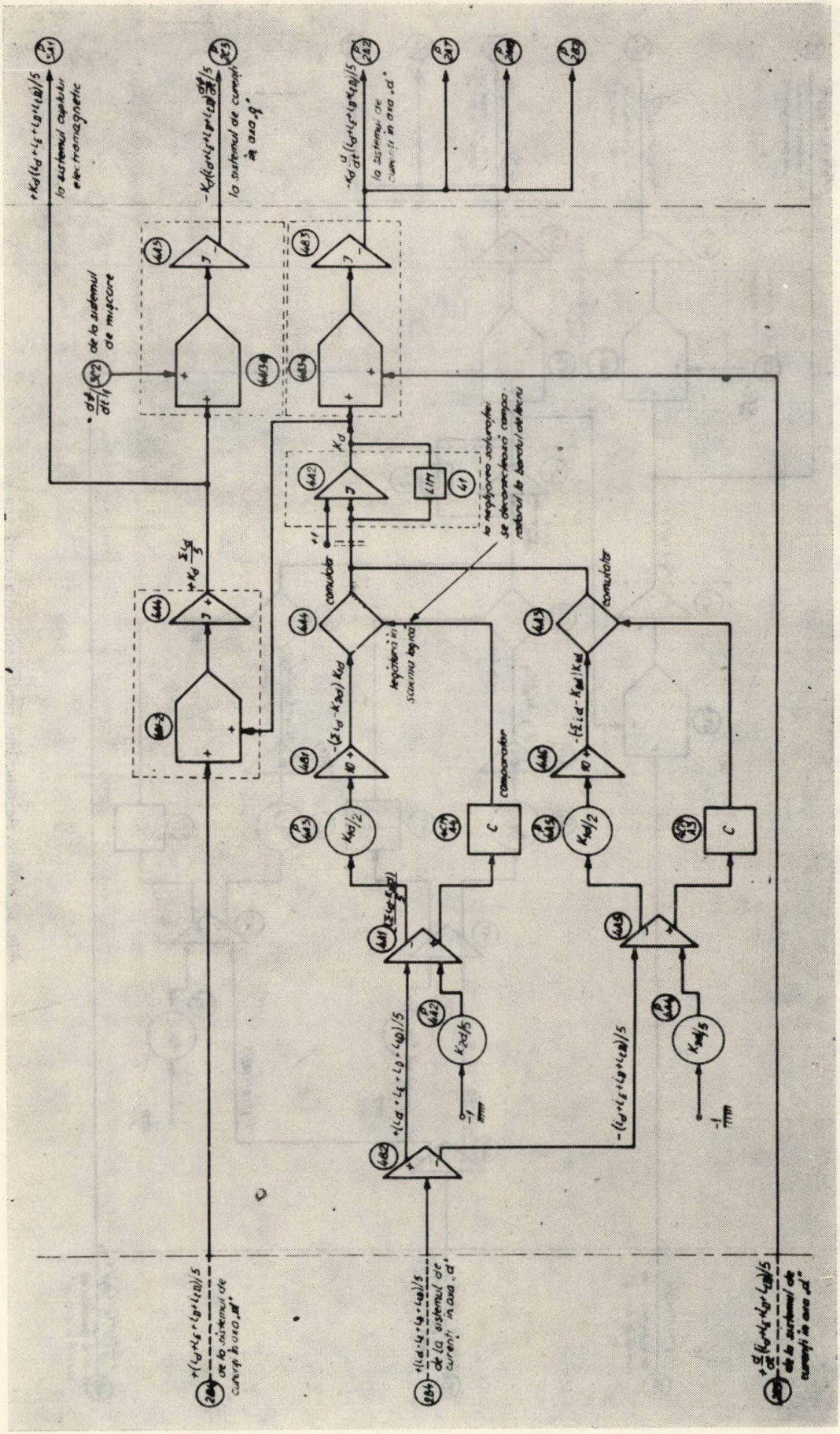


Fig. 5. Schema de conexiuni pentru saturația după axa d.

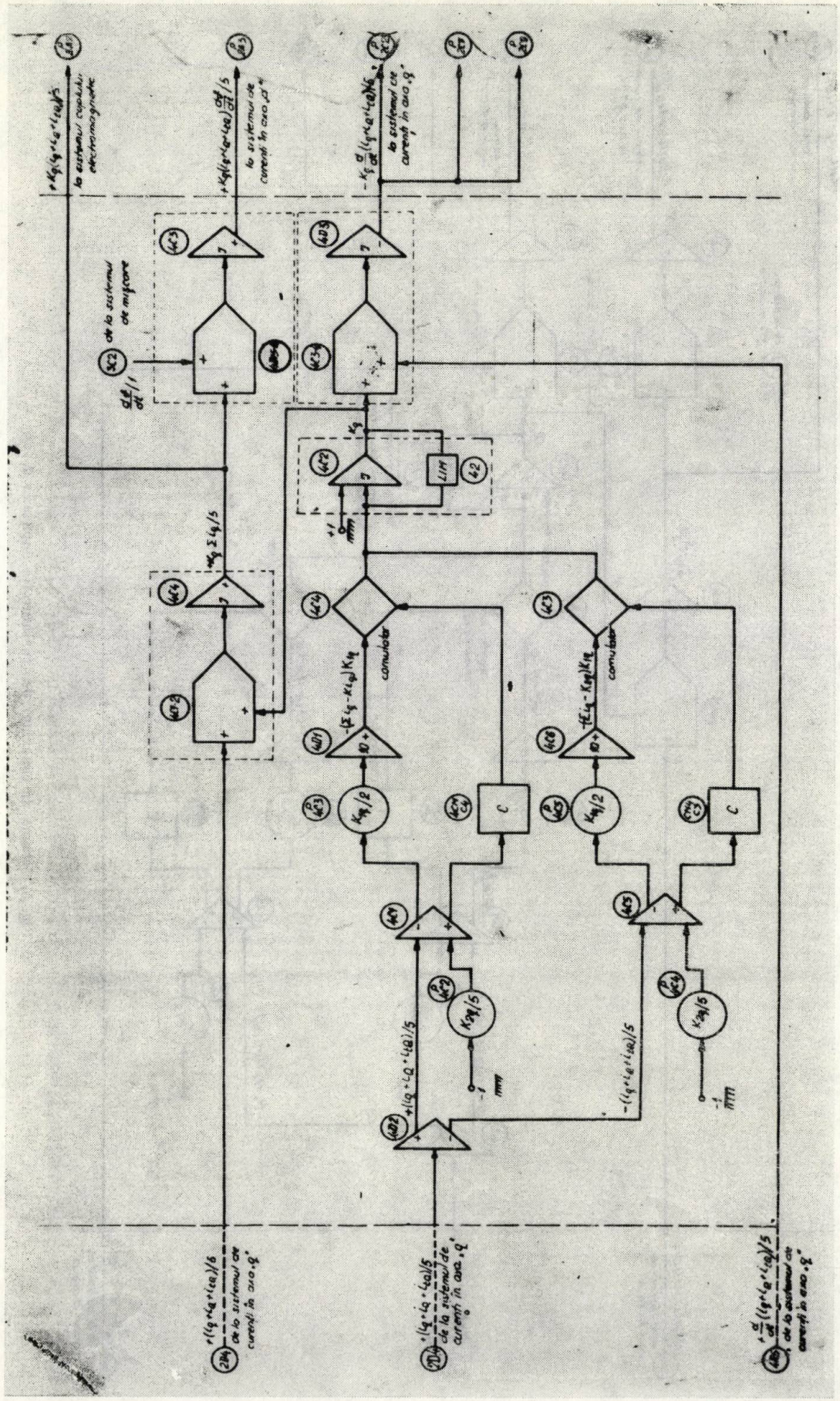


Fig. 6. Schema de conexiuni pentru saturația după axa q.

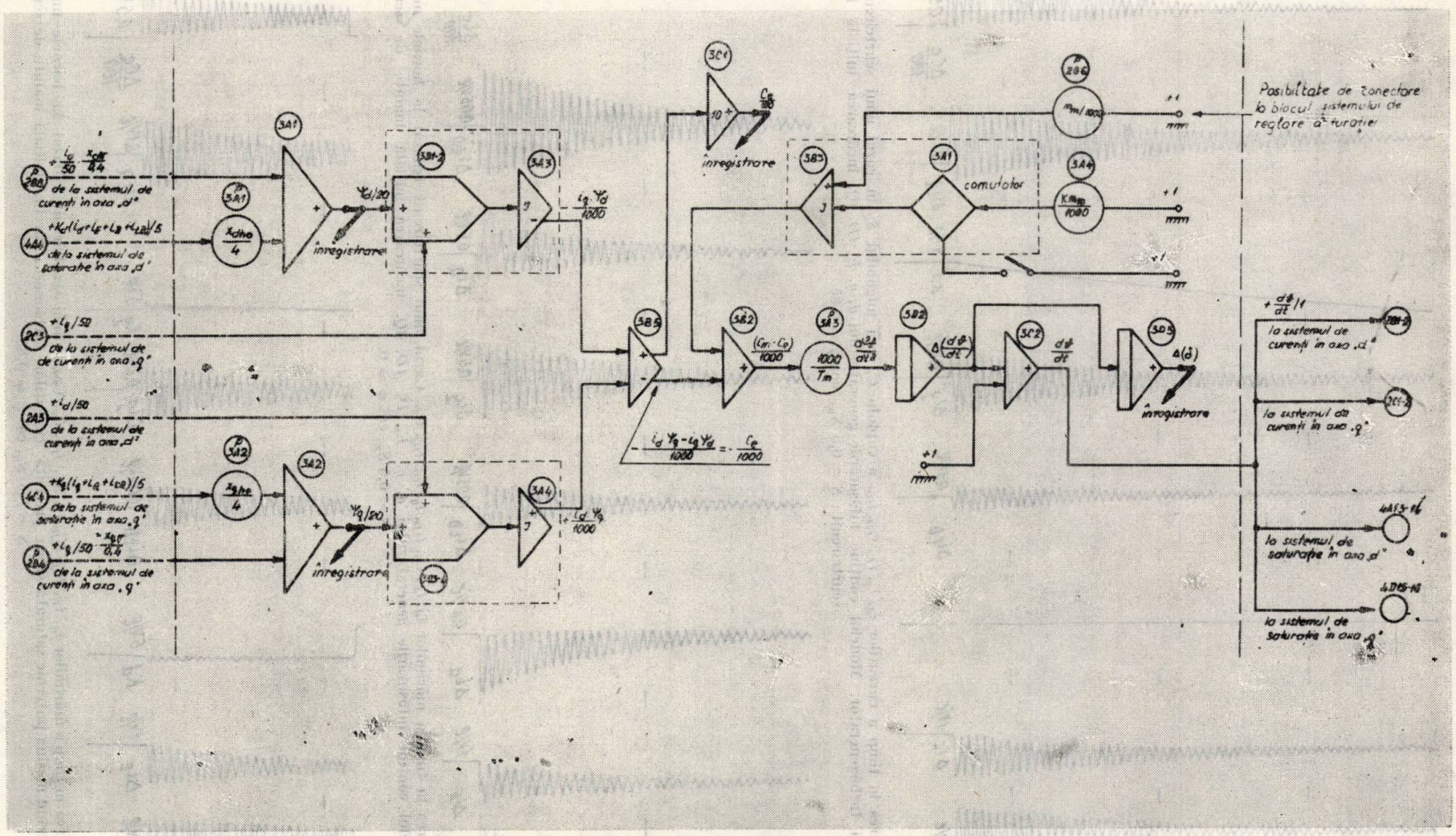


Fig. 7. Schema de conexiuni pentru cuplul electromagnetic și ecuația de mișcare.

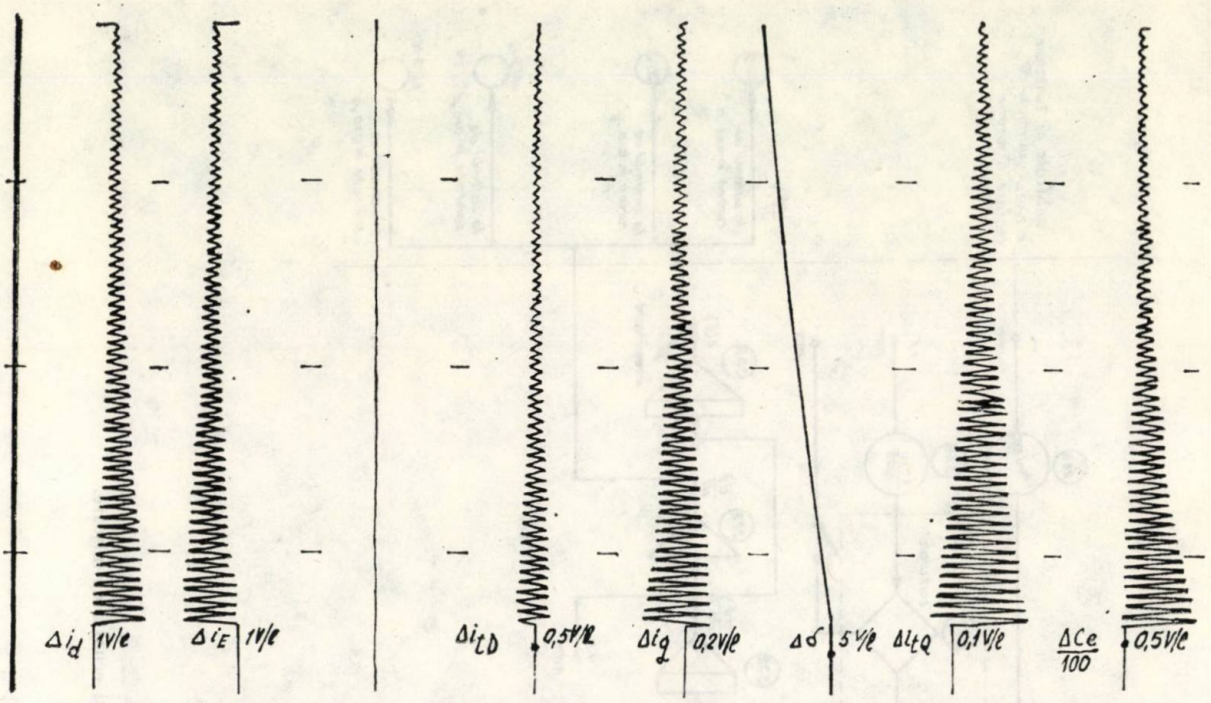


Fig. 8. Modificarea în timp a curenților i_d, i_q, i_E, i_{tD}, i_{tQ}, a cuplului C_e și a unghiului δ, în cazul unui scurtcircuit trifazat la bornele unui turbogenerator. Modelul conține înfășurările generatorului d, q, E, tD, tQ. Încărcarea inițială înainte de scurtcircuit: $S = 0{,}5\ S_n$, $\cos\varphi = 0{,}85$.

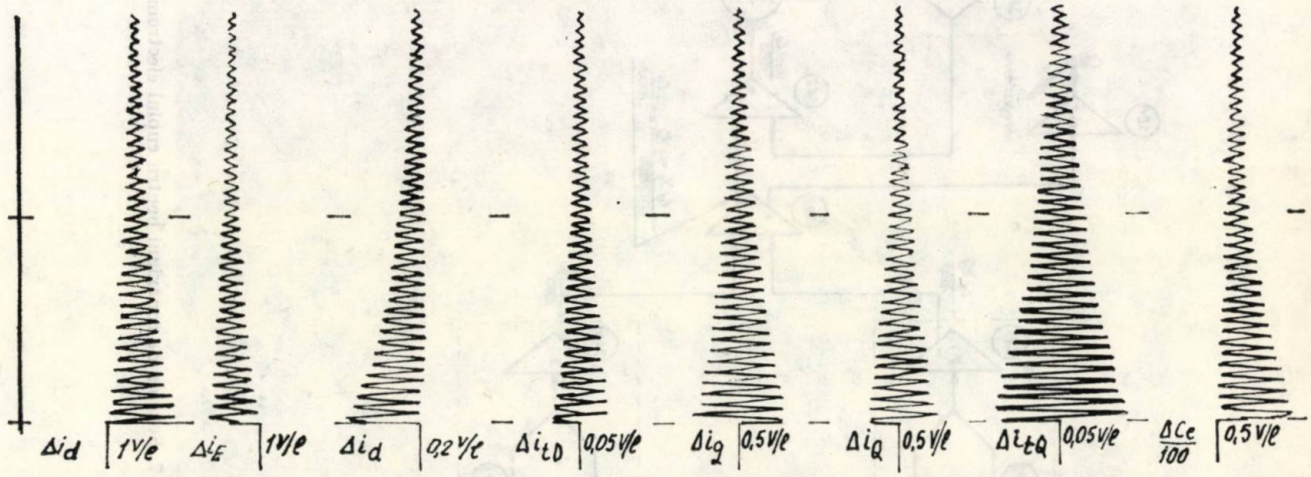


Fig. 9. Modificarea în timp a mărimilor i_d, i_E, i_D, i_{tD}, i_q, i_Q, i_{tQ}, C_e. Cazul unui scurtcircuit trifazat la bornele unui turbogenerator. Modelul conține înfășurările generatorului d, q, E, D, tD, tQ. Încărcarea inițială înainte de scurtcircuit: $S = 0{,}5\ S_n$, $\cos\varphi = 0$.

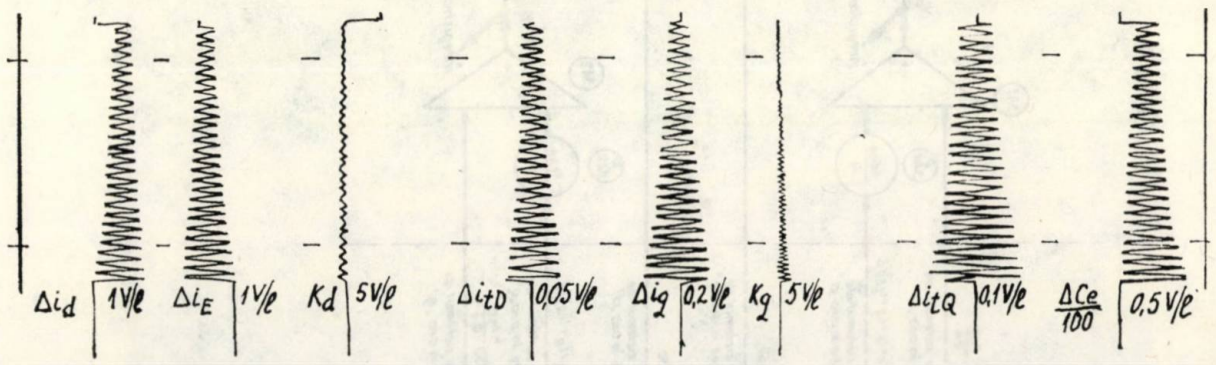


Fig. 10. Modificarea în timp a mărimilor i_d, i_E, K_d, i_{tD}, i_q, K_q, i_{tQ}, C_e. Cazul unui scurtcircuit trifazat la bornele unui turbogenerator considerînd mașina puternic saturată și cu prezența curenților turbionari. Sarcina inițială înainte de scurtcircuit: $S = 0{,}5\ S_n$, $\cos\varphi = 0{,}85$.

Concluzii. Unele rezultate

Modelul analogic prezentat permite analiza regimurilor staţionare şi tranzitorii ale generatorului sincron, într-un număr mare de cazuri de reprezentare : cu sau fără considerarea înfăşurărilor de amortizare ; cu sau fără considerarea curenţilor turbionari ; cu sau fără a considera prezenţa saturaţiei ; cu sau fără reţea pînă la barele de putere infinită ; luînd în considerare sau neglijînd modificarea turaţiei rotorului ; cu sau fără elemente de reglare ale generatorului.

Modelul permite modificarea în limite largi a parametrilor elementelor modelate, prin simpla modificare a poziţiei potenţiometrelor din schemă.

Modelul analogic prezentat a fost utilizat la analiza fenomenelor tranzitorii electromagnetice, provocate de un scurtcircuit trifazat, considerînd toate combinaţiile posibile între elementele amintite anterior pentru reprezentarea generatorului. În acest mod a fost posibil să se analizeze influenţa introducerii diferitelor elemente asupra fenomenelor tranzitorii. S-a constatat, de exemplu, că reprezentarea fenomenelor determinate de miezul magnetic (saturaţie şi curenţi turbionari) este corectă, rezultatele obţinute fiind practic identice cu cele de la experimentările cu maşinile reale, în aceleaşi condiţii.

Fără a se intra în detalii referitoare la valoarea mărimilor înregistrate, semnificaţia şi interpretarea lor, probleme de scări etc., în figurile 8, 9 şi 10 se prezintă înregistrările obţinute cu ajutorul modelului analogic amintit, pentru cîteva din multitudinea de reprezentări experimentate.

În toate cazurile, înainte de perturbaţie au fost reproduse condiţiile unui regim normal de încărcare pentru generatorul sincron, pe baza ecuaţiilor caracteristice regimului normal.

Bibliografie

[1] A g a r w a l l, P. D. *Eddy-current losses in solid and laminated iron.* În : Transactions of the American IEE, 1959, Part I, p. 169.

[2] H u m p a g e, W. D. şi S a h a, T. N. *Digital-computer methods in dynamic-response analyses of turbogenerator units.* În : Proceedings IEE, 114, nr. 8, p. 1115—1130.

[3] S h a c k s h a f t, G. *General purpose turbo-alternator model.* În : Proceedings IEEE, 110, nr. 4, 1963, p. 703—713.

[4] S u b b a R a o. *Equivalent circuit of solid iron core for impact excitation problems.* În : Proceedings IEE, III, nr. 2, 1964, p. 349—357.

(Articol intrat în redacţie la 13 mai 1974)

Acordarea optimă a unui regulator automat de excitaţie avînd ca semnale adiţionale abaterea şi derivata vitezei unghiulare (sau a frecvenţei)

Dr. ing. **D. Drăgan** *)

În literatura de specialitate [1] s-a analizat problema alegerii tipului optim de semnale adiţionale pentru un regulator automat de excitaţie (RAE) cu coeficient mare de amplificare pe canalul abaterii tensiunii statorice. În articolul de faţă se propune determinarea parametrilor optimi ai funcţiilor de transfer ale acestor regulatoare pentru un RAE cu semnale adiţionale optime de tipul abaterii şi derivatei vitezei unghiulare (sau mărimi echivalente lor). Studiul se face pe un model matematic liniarizat al ansamblului generator sincron-trafo-linie-bară de putere infinită. Ca şi în [1], se studiază stabilitatea pe calculator cifric cu ajutorul criteriului Nyquist generalizat, iar stabilitatea statică relativă cu ajutorul parametrului e, definit ca abscisa punctului de intersecţie a locului de transfer $Y(j\omega)$ al sistemului de reglare automată a excitaţiei în buclă deschisă (incluzînd şi efectul generatorului sincron şi al reţelei) cu axa reală [2].

Cu puţine excepţii (care nu apar în cazul de faţă), condiţia de stabilitate este $e < -1$.

1. Studiul stabilităţii statice relative în planul K_u, T_r

1.1. *Studiul stabilităţii statice relative în ipoteza* $K_\omega = K_{1\omega} = 0$

Din figura 1 se reţin :

— Pentru $T_r = 0$ şi K_u variabil, toate regimurile sînt instabile, mărirea lui K_u accentuînd tendinţa de instabilizare (pentru $K = 30$, $e = -1{,}37$, iar pentru $K_u = 200$, $e = -9{,}54$).

— Pentru toate valorile K_u (30, 90, 147), mărirea lui T_r stabilizează regimul, diferind doar valoarea T_r la care are loc stabilizarea.

— Pentru $K_u = 30$, stabilizarea are loc la $T_r = 0{,}1$ s ;
pentru $T_r = 0{,}6$ s, regimul este cel mai stabil ($e = 0{,}0065$).

— Pentru $K_u = 90$, stabilizarea are loc la $T_r = 0{,}4$ s ;
pentru $T_r = 0{,}6$ s, regimul este cel mai stabil ($e = 0{,}0197$).

— Pentru $K_u = 147$ şi 200, stabilizarea are loc la $T_r = 0{,}6$ s, care asigură şi cele mai stabile regimuri.

*) Dr. ing. Dumitru Drăgan lucrează la I.S.P.E.

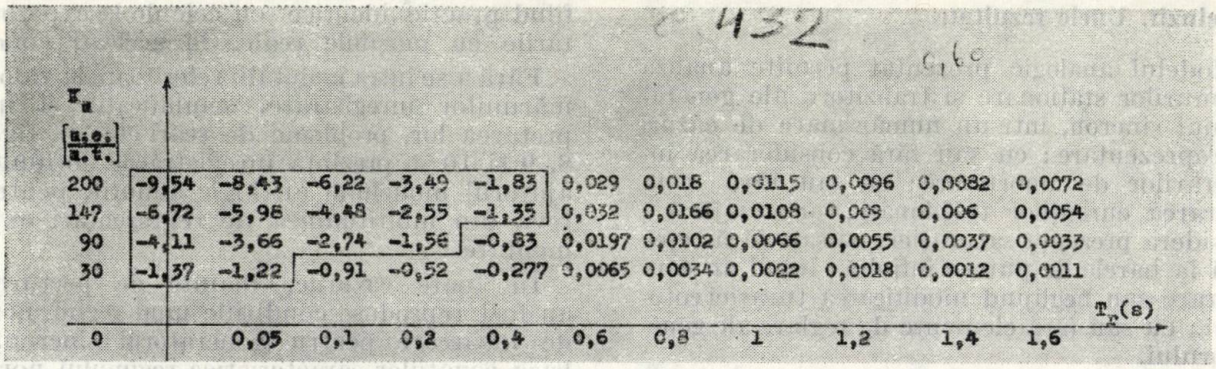


Fig. 1. Studiul stabilității statice relative în planul K_u, T_r. Date de intrare utilizate: $X_d = 1,1$ u.r.; $X'_d = 0,38$ u.r.; $X_e = 0,3$ u.r.; $P = 0,9$ u.r.; $P_s = Q_s = 0$; $U = 0,87$ u.r.; $V = 1$ u.r.; $M = 6,1$s; $D = 0,85$ u.r.; $T_{d0} = 6,5$ s; $K_\omega = K_{1\omega} = T = 0$; $T_r = 0,075$ s.; $T_e = 0,065$ s; $\sigma = 0,05$; $T_v = 44$ s; $m = 3,77$ s; $\delta = 81,3^0$; $Q = -0,233$ u.r.

1.2. *Studiul stabilității statice în ipoteza $K_\omega = 382$, $K_{1\omega} = 0$*

Din figura 2 se reține:

— Pentru $T_r = 0$, mărirea lui K_u conduce la creșterea lui e (și, implicit, la îmbunătățirea stabilității statice). Astfel, pentru $K_u = 30$, $e = 1,58$, iar pentru $K_u = 147$, $e = 7,7$. Acest efect se datorează introducerii în legea de reglare a RAE a abaterii vitzei unghiulare. Se remarcă faptul că, în condițiile introducerii lui K_ω, efectul optim (din punctul de vedere al stabilității statice) apare la valorile mari ale lui K_u.

— Pentru toate valorile lui K_u și T_r este asigurată stabilitatea regimului de funcționare.

— Pentru toate valorile lui K_u, constanta de timp optimă este $T_r = 0$.

De aici reiese o concluzie foarte importantă, și anume faptul că RAE cu semnale adiționale au un efect suplimentar față de RAE obișnuite numai în condițiile utilizării unei excitații statice, a unor RAE tranzistorizate sau cu amplificatoare magnetice alimentate cu tensiune, avînd frecvențe de 5—6 ori 50 Hz și utilizării unor coeficienți de amplificare mari pe canalul tensiunii statorice.

1.3. *Studiul stabilității statice relative în ipoteza $K_\omega = 1910$ și $K_{1\omega} = 705$ (semnal pe ambele canale de stabilizare)*

Din figura 3 se reține:

— Pentru $T_r = 0$, mărirea lui K_u îmbunătățește stabilitatea statică. Astfel, pentru $K_u = 30$, $e = 0,00049$, pentru $K_u = 147$, $e = 0,0024$, iar pentru $K_u = 200$, $e = 0,0033$. Efectul stabili-

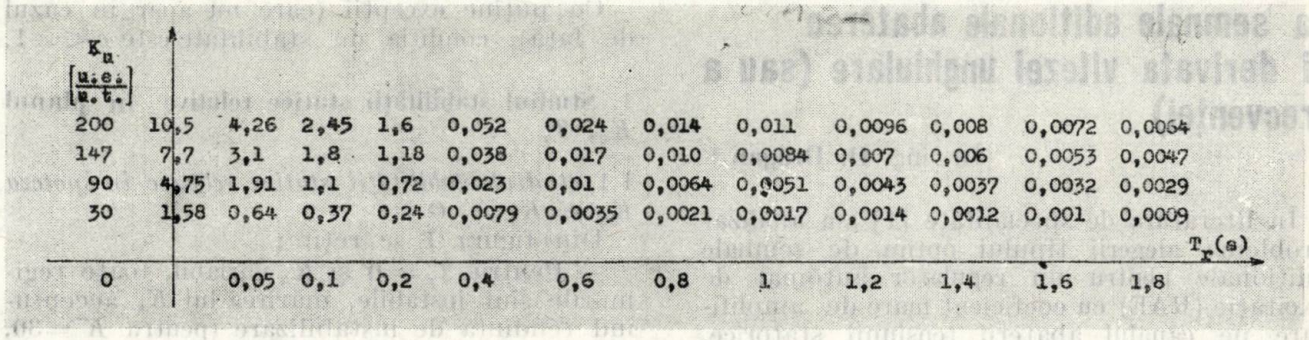


Fig. 2. Studiul stabilității statice relative în planul K_u, T_r. Sînt folosite aceleași date de intrare ca în figura 1, cu excepția lui $K_\omega = 382$.

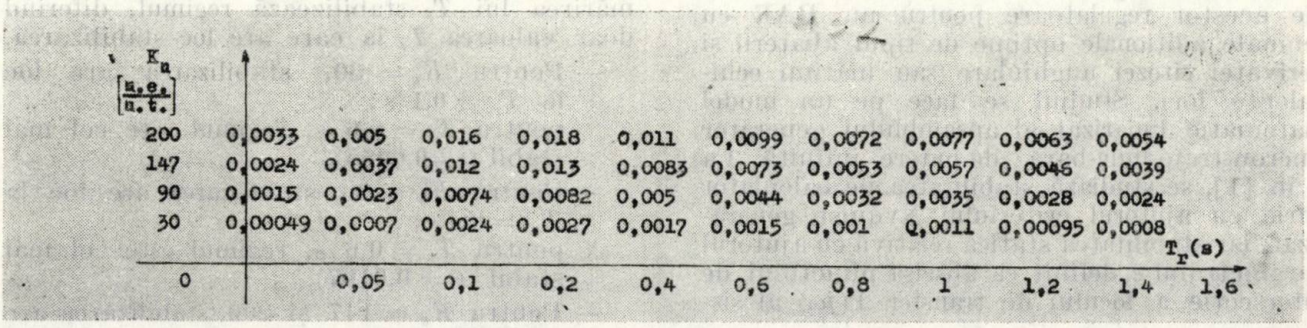


Fig. 3. Studiul stabilității statice relative în planul K_u, T_r. Sînt folosite aceleași date de intrare ca în figura 1, cu excepția $K_\omega = 1910$ și $K_{1\omega} = 705$.

zant este mult mai estompat decît în ipoteza de la pct. 1.2, determinat de faptul că combinaţia dintre K_ω şi $K_{1\omega}$, folosită în ipoteza 1.2, stabilizează mai eficient regimul. Diferenţele între valorile lui e pentru un K_u dat, avînd drept variabilă T_r, nu sînt mari. Astfel, pentru $K_u = 30$, valoarea optimă a lui T_r este egală cu 0,4 s (ceea ce asigură e=0,0027), iar pentru $K_u = 200$ tot de 0,4 s (ceea ce asigură un $e = 0{,}018$).

— Utilizarea unor constante mari de timp nu modifică esenţial stabilitatea regimului. Astfel, la $K_u = 147$, pentru T_{roptim}, e=0,013, pentru T_r =0, $e = 0{,}0024$, iar pentru T_r =2 s, $e = 0{,}003$.

2. Studiul stabilităţii statice relative în planul coeficienţilor $K_{1\omega}$ şi K_ω în ipoteza racordării grupului printr-o linie de lungime medie la o bară de putere infinită

2.1. *Funcţionare în regim inductiv*

Din figura 4 se observă :

— Pentru $K_{1\omega} = K_\omega$, regimul este stabil (e= = — 0,3).

— Pentru $K_\omega = 0$, mărirea lui $K_{1\omega}$ de la 0 la 211,5 face să crească stabilitatea regimului, pentru $K_{1\omega}$ = 211,5 obţinîndu-se cel mai stabil regim (e=0,856). De la această valoare şi pînă la cea maximă se remarcă o micşorare a indicelui e.

— Pentru $K_{1\omega} = 0$, mărirea lui K_ω duce la înrăutăţirea stabilităţii regimului faţă de situaţia în care şi K_ω=0. Maximul acestui efect negativ este obţinut pentru K_ω=955 (e= — 0,641).

— Pentru valorile maxime ale lui $K_{1\omega}$ şi K_ω, $e = 0{,}047$; deci regimul este apropiat de situaţia în care $K_\omega = 0$ şi $K_{1\omega} = 634$.

— Există valori ale parametrilor $K_{1\omega}$ şi K_ω care instabilizează regimul (e>—1).

— Cel mai stabil regim se obţine pentru $K_{1\omega} = 70{,}5$ şi $K_\omega = 573$ (e=6,7). Aceste valori ale lui $K_{1\omega}$ şi K_ω constituie valorile optime în regim inductiv.

2.2. *Funcţionare în regim capacitiv*

Din figura 5 se observă :

— Pentru $K_{1\omega} = K_\omega = 0$, regimul este instabil (e=—44,5).

— Pentru K_ω=0, efectul măririi lui $K_{1\omega}$ este de stabilizare a regimului. Regimul devine stabil de la $K_{1\omega}$=564 (e=—0,87). Creşterea în continuare a lui $K_{1\omega}$, la valoarea maximă, duce la micşorarea lui e (pentru $K_{1\omega}$ =705, e=—0,671), regimul rămînînd stabil.

— Pentru $K_{1\omega}$=0, variaţia lui K_ω are următoarele efecte : mărirea lui K_ω are tendinţa de stabilizare a regimului ; pentru K_ω=382 se obţine cel mai stabil regim (e=158) ; acest efect de stabilizare scade cu mărirea lui K_ω. Pentru valoarea maximă $K_\omega = 1910$, e=2,02, regimul este stabil, mai stabil decît în situaţia $K_\omega = 0$, $K_{1\omega} \neq 0$.

2.3. *Studiul stabilităţii statice relative în planul coeficienţilor K_ω şi $K_{1\omega}$, în ipoteza rigidizării barei de înaltă tensiune a generatorului sincron*

Din analiza rezultatelor obţinute pe calculator cifric, faţă de situaţiile analizate la pct. 2.1 şi 2.2, se remarcă efectul stabilizant al lui K_ω şi $K_{1\omega}$ atît în regim inductiv, cît şi, mai ales, în regim capacitiv. Acest efect stabilizant este însă mai slab decît în ipoteza racordării grupului, printr-o linie de lungime medie, la o bară de putere infinită.

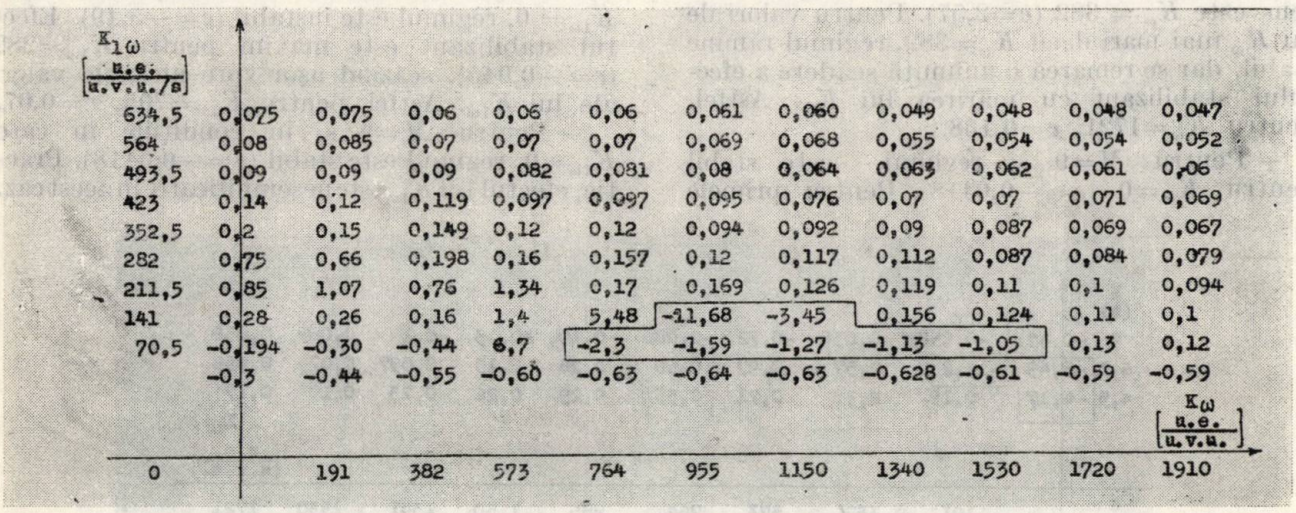


Fig. 4. Studiul stabilităţii statice relative în planul $K_{1\omega}$, K_ω în regim inductiv. Date de intrare utilizate la calculator : $X_d = 1$, 1 u.r. ; $X'_d = 0{,}38$ u.r. ; $X_e = 0{,}3$ u.r. ; $P = 0{,}9$ u.r. ; $P_s = Q_s = 0$; $U = 1{,}085$ u.r. ; $V = 1$ u.r. ; $M = 6{,}1$ s ; $D = 0{,}85$ u.r. ; $T_{d0} = 6{,}5$ s ; $K_u = 147$; $T_r = 0{,}065$ s ; $K_{1u} = 12{,}7$; $T_e = 0{,}075$ s ; $\sigma = 0{,}05$; $T_v = 40$ s ; $m = 3{,}77$ s ; $\delta = 45{,}5^0$; $Q = 0{,}421$ u.r.

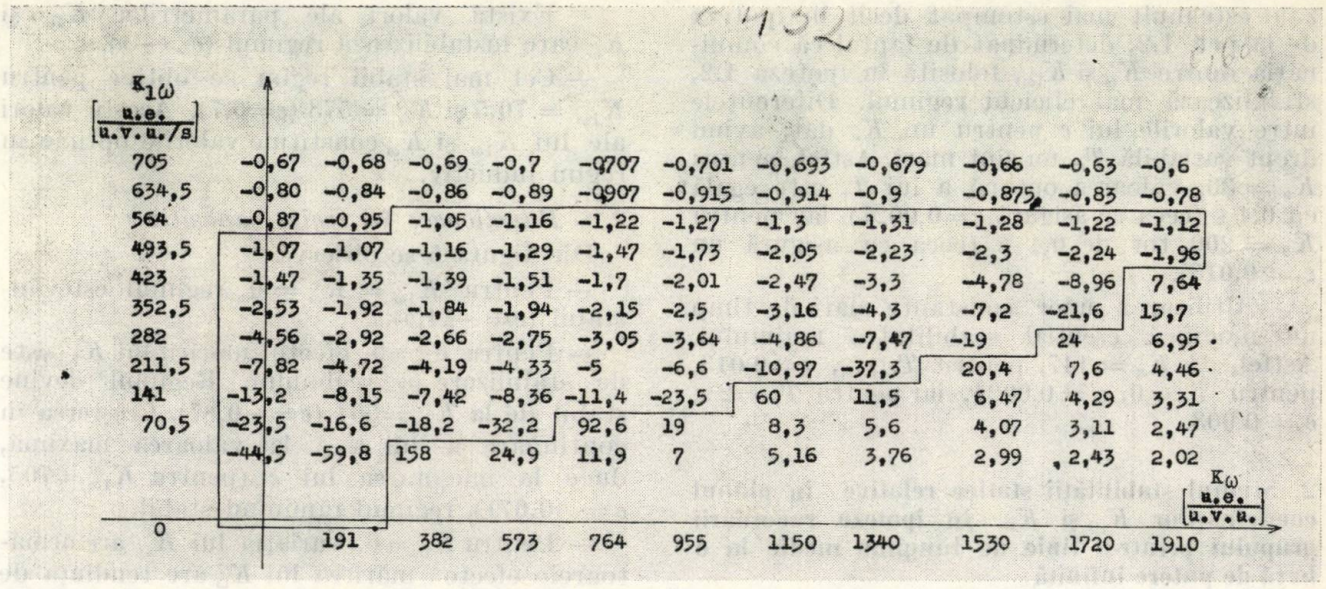


Fig. 5. Studiul stabilității statice relative în planul coeficienților $K_{1\omega}$ și K_ω în regim capacitiv. Au fost utilizate aceleași date de intrare ca în figura 4, cu excepția $U = 0{,}69$ u.r. și, în consecință, $\delta = 119{,}17°$ și $Q = -0{,}529$ u.r.

3. Studiul stabilității statice relative în planurile M, K_ω și $M, K_{1\omega}$

3.1. *Studiul stabilității statice relative în planul* M, K_ω

Din figura 6 rezultă :

—Pentru $M=4{,}5$ s, valoarea care asigură cel mai stabil regim este $K_\omega = 382$ ($e=2{,}38$). Pentru $K_\omega=0$, regimul este instabil ($e=-4{,}17$). Se remarcă deci faptul că prezența lui K_ω compensează efectul valorilor mici ale timpului de lansare.

— Pentru $M=6{,}1$ s, atunci cînd $K_\omega = 0$, regimul este instabil ($e = -5{,}49$). Introducerea canalului abaterii frecvenței stabilizează regimul. Cea mai bună valoare a lui K_ω în acest sens este $K_\omega = 382$ ($e=2{,}57$). Pentru valori ale lui K_ω mai mari decît $K_\omega=382$, regimul rămîne stabil, dar se remarcă o anumită scădere a efectului stabilizant cu mărirea lui K_ω. Astfel, pentru $K_\omega=1721$, $e=0{,}168$.

— Pentru $M=9$ s, regimul este stabil pentru $K_\omega=0$ ($e=-0{,}0418$). Pentru primele șapte valori ale lui K_ω, efectul acestuia conduce la o anumită înrăutățire a stabilității (regimul rămînînd totuși stabil).

Pentru $K_\omega \geq 1530$ se obține un regim mai stabil decît în ipoteza $K_\omega=0$. Astfel, pentru $K_\omega=1721$, $e=0{,}0564$.

3.2. *Studiul stabilității statice relative în planul* $M, K_{1\omega}$

Din figura 7 rezultă :

— Pentru $M=4{,}5$ s, în condițiile în care $K_{1\omega} = 0$, regimul este instabil ($e=-4{,}17$).

Introducerea canalului derivatei vitezei unghiulare stabilizează regimul de la valoarea $K_{1\omega}=141$ ($e=0{,}731$). Efectul stabilizant crește cu mărirea lui $K_{1\omega}$. Astfel, pentru $K_{1\omega}=705$, $e=-0{,}0513$.

—Pentru $M=6{,}1$ s, în condițiile în care $K_{1\omega}= 0$, regimul este instabil ($e=-5{,}49$). Efectul stabilizant este maxim pentru $K_{1\omega}=282$ ($e=-0{,}045$), scăzînd ușor spre ultimele valori ale lui $K_{1\omega}$. Astfel, pentru $K_{1\omega}=705$, $e=0{,}07$.

— Pentru $M=9$ s, în condițiile în care $K_{1\omega}=0$, regimul este stabil ($e=-0{,}0418$). Practic, efectul lui $K_{1\omega}$ este nesemnificativ în acest caz.

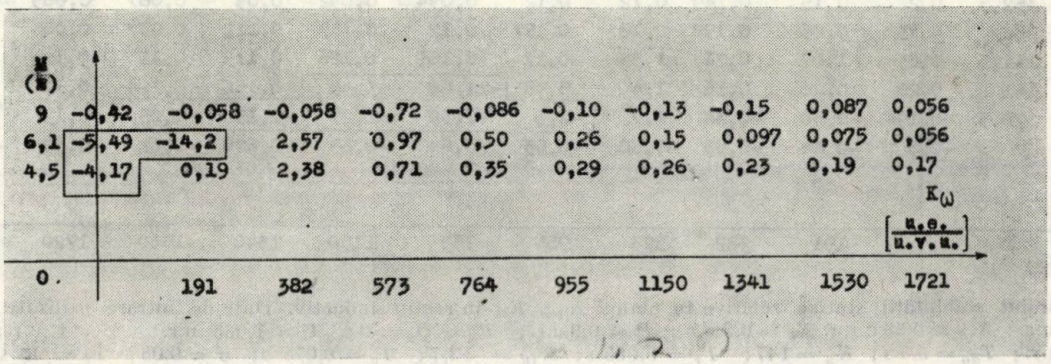


Fig. 6. Studiul stabilității statice relative în planul M, K_ω. Au fost utilizate aceleași date de intrare ca în figura 1.

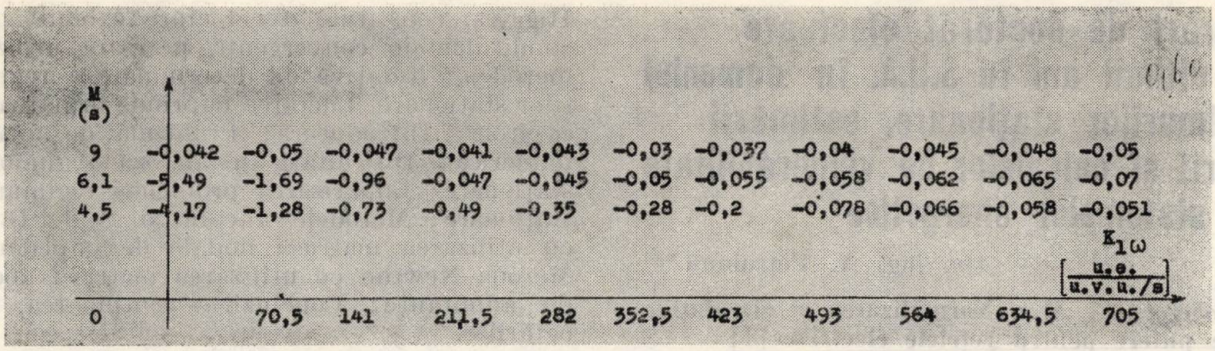


Fig. 7. Studiul stabilității statice relative în planul M, $K_{1\omega}$. Au fost utilizate aceleași date de intrrare ca în figura 1.

Concluzii

— Valorile optime (care asigură maximul de stabilizare) ale lui $K_{1\omega}$ și K_{ω} diferă în funcție de regimul de funcționare adoptat (inductiv sau capacitiv). Pentru regimuri inductive este optimă utilizarea combinației de valori $K_{\omega} = 0{,}70 \leqslant K_{1\omega} \leqslant 0{,}211$, iar pentru regimuri capacitive $K_{1\omega} = 0{,}382 \leqslant K_{\omega} \leqslant 764$.

— Efectul stabilizant al lui $K_{1\omega}$ și K_{ω} este mai puternic pentru o schemă în care grupul este racordat la o linie de lungime medie decît în cazul barei rigidizate de tensiune înaltă a generatorului sincron, iar în cadrul unei scheme de sistem adoptată cu mărirea puterii reactive absorbite de grup. În consecință putem afirma că structura rețelei la care este conectat grupul respectiv reprezintă un factor esențial pentru alegerea legii de reglare a RAE. Deci RAE cu semnale adiționale sînt avantajoase numai pentru anumite structuri de rețea sau pentru anumite regimuri speciale de funcționare; pentru altele sînt de preferat RAE de tip obișnuit (de tip proporțional cu factorul de amplificare pe canalul abaterii tensiunii statorice avînd valori cuprinse în intervalul $10 \leqslant K_u \leqslant 20$).

— Realizarea combinațiilor de valori optime pentru K_{ω} și $K_{1\omega}$ este posibilă (la trecerea de la un regim inductiv la unul capacitiv) fie manual, fie prin introducerea unui reglaj adaptiv, care, automat, în funcție de regimul de funcționare, să realizeze combinația optimă a celor doi parametri.

— În prezența canalelor abaterii și derivatei vitezei unghiulare sau frecvenței, valoarea optimă a lui T_r tinde spre 0; deci numai pentru sisteme de excitație statice (avînd $T_e = 0$), utilizînd RAE rapide, efectul introducerii canalelor abaterii și derivatei frecvenței este maxim.

— Se remarcă faptul că prin introducerea semnalelor adiționale proporționale cu abaterea și derivata vitezei unghiulare sau frecvenței se poate compensa parțial efectul micșorării timpului de lansare M (tendință evidentă în construcția de generatoare sincrone în ultimii ani).

— Efectul semnalului proporțional cu abaterea vitezei unghiulare sau frecvenței (de compensare a efectului micșorării lui M) este mai puternic decît cel care apare în cazul utilizării canalului derivatei vitezei unghiulare sau frecvenței.

Notații

K_u — coeficient de amplificare pe canalul abaterii tensiunii statorice, u.e./u.t.;
$K_{\omega}, K_{1\omega}$ — coeficienții de amplificare pe canalul abaterii vitezei unghiulare, respectiv derivatei vitezei unghiulare, u.e./u.v.u.; u.e./u.v.u./s;
T_r — constanta de timp echivalentă a RAE, s;
T_e — constanta de timp a excitației, s;
M — timp de lansare, s;
T — constanta de timp a circuitelor de derivare ale RAE, s;
σ — statism RAV, u.r.;
m — constantă de timp derivativă a RAV, s;
T_v — constantă de timp a RAV, s;
X_d — reactanță sincronă longitudinală, u.r.;
X'_d — reactanță tranzitorie, u.r.;
X_e — reactanță de legătură între barele generatorului sincron și bara de putere infinită, u.r.;
P, Q — puterea activă, respectiv reactivă, debitate de generatorul sincron, u.r.;
P_s, Q_s — puterea activă, respectiv reactivă, consumate la barele generatorului sincron, u.r.;
U, V — tensiunea la barele generatorului sincron, respectiv la bara de putere infinită, u.r.;
D — coeficient de autoreglaj, u.r.;
T_{d0} — constanta de timp a circuitului de excitație, s;
δ — unghiul dintre tensiunea la borne și axa q, °;
u.e. — unitate de tensiune de excitație raportată la stator;
u.t. — unitate de tensiune statorică;
u.v.u. — unitate de viteză unghiulară.

Bibliografie

[1] Drăgan, D. *Alegerea tipului optim de semnal adițional în proiectarea unor RAE, în condițiile sistemului energetic românesc.* În: Energetica 22 (1974), nr. 10—11—12.

[2] Crețu, I., Iliescu, N., Drăgan, D. și Cristodorescu, M: *Analiza calității reglajului de tensiune și de viteză la grupurile generatoare conectate la sistem.* Lucrare I.S.P.E., 1972.

[3] Drăgan, D. *Bazele matematice ale criteriilor de stabilitate.* Referat ținut la Catedra de rețele electrice a I.P.B., 24 mai 1972.

[4] Herouard, M. *Contribution à l'étude de la stabilité du réglage des alternateurs.* E.d.F., Bulletin de la Direction des études et recherches — série B, réseaux électriques, matériels électriques, nr. 3, 1968.

[5] Nanda, J. *Optimisation of voltage regulator gains by the decomposition on technique for best steady-state stability.* În: PAS, nr. 6, 1972.

[6] Venikov, V.A. și Stroev, V.A. *Power system stability as affected by automatic control of generators — some methods of analysis and synthesis.* În: PAS, nr. 6, 1971.

(Articol intrat în redacție la 30 aprilie 1974)

Lucrări de doctorat efectuate în ultimii ani în S.U.A. în domeniul regimurilor staționare, estimării stării și calculelor de vulnerabilitate ale sistemelor energetice*)

Dr. ing. A. Petroianu **)

Roberge, R. M.: **Normalizarea și circulațiile de putere pentru rețelele electrice** [1]

Teza susținută în 1969 la Universitatea din Colorado, sub conducerea profesorului Myril B. Reed, cuprinde următoarele secțiuni: Introducere; Generalizatea tehnicii normalizării; Proprietățile sistemului trifazat; Echivalentul „V"; Soluția regimurilor staționare; Concluzii. Din aportul original al tezei evidențiem elaborarea unei teorii generale privind normalizarea și standardizarea elementelor componente ale rețelelor electrice în care se încadrează ca un caz particular metoda de calcul cu mărimi relative.

Se introduce conceptul grafului de tip „V", care permite o tratare unitară a transformatoarelor cu diverse tipuri de conexiuni și a transformatoarelor cu reglaj de unghi. Problema calculelor regimurilor staționare este abordată cu ajutorul metodei Newton, utilizîndu-se procedura Broyden de calcul [2].

Saadat, H. M.: **Determinarea circulațiilor de putere printr-o metodă cvasi-Newton, cu repartiția optimă a producției de putere activă și reactivă** [3]

Teza, elaborată sub conducerea științifică a profesorului J. R. Tudor și susținută în 1972 la Universitatea Missouri-Columbia, este organizată în următoarele capitole: Introducere; Principalele metode iterative; Analiza regimurilor staționare; Comparația metodelor de calcul; Repartiția optimă a puterilor active și reactive; Concluzii.

Sînt adîncite problemele legate de utilizarea procedurii Broyden în rezolvarea sistemelor de ecuații neliniare și avantajele aplicării la calculul regimurilor staționare. Astfel, este posibil ca, utilizînd o formulă de recurență, să se determine variabilele de stare ale rețelei fără a fi necesară calcularea matricei-iacobian la fiecare iterație.

Trevino-Lozano, C.: **Noi condiții pentru convergența metodelor iterative în rezolvarea problemelor circulațiilor de putere** [4]

Teza susținută la Universitatea din Wisconsin, sub îndrumarea profesorilor Brown, Reitan și Higgins, constituie o cercetare exhaustivă a condițiilor de convergență necesare utilizării metodelor iterative de determinare a regimurilor staționare. Lucrarea cuprinde următoarele capitole: Introducere; Probleme de analiză numerică; Dificultăți în analiza regimurilor staționare; Liniarizarea problemei regimurilor staționare; Metodele Jacobi și Seidel-Gauss cu utilizarea matricei nodale de impedanțe; Metoda Newton cu utilizarea matricei nodale de admitanțe; Concluzii — continuarea cercetărilor.

Pentru fiecare categorie de metode iterative prezentate, se studiază condițiile și criteriile de convergență comparativ pentru cazul abordării în liniar și neliniar a sistemelor de ecuații ce modelează matematic regimul staționar de funcționare. Sînt examinate cauzele fizice ce conduc la divergența matematică a aproximațiilor succesive, ca, de exemplu: existența reactanțelor negative (în scheme echivalente ale transformatoarelor sau echivalenți de rețea), rețele radiale, linii de înaltă tensiune cu valori ridicate ale admitanțelor, rețele electrice puternic încărcate etc. Sînt evidențiate problemele de existență și multiplicitate a soluțiilor. Un aport interesant al tezei îl constituie analiza pătratică a convergenței, analiză ce permite evidențierea nodurilor care influențează negativ asupra convergenței, făcînd posibilă adoptarea de măsuri corespunzătoare. Aplicațiile numerice și anexele cu program de calcul conferă o valoare suplimentară tezei.

Jaimes Pastrana, F.: **Circulații optimale de putere** [5]

Teza a fost susținută în anul 1971 la Universitatea din Purdue, lucrarea fiind condusă de profesorul A. H. El-Abiad. Lucrarea abordează problema regimurilor staționare optimale pe baza metodei programării neliniare. Problema generală a optimizării regimurilor staționare cu restricții de inegalitate este redusă la o secvență de probleme de optimizare cu restricții de tip egalitar. Sînt prezentate algoritmele, programele de calcul elaborate în limbajul FORTRAN și rezultatele numerice obținute pentru diverse tipuri de rețele.

Kruempel, K. C.: **Un studiu al algoritmului constructiv pentru matricea impedanțelor nodale** [6]

Teză susținută în 1970 la Universitatea din Wisconsin și elaborată sub conducerea profesorului Reitan. Lucrarea constituie o tratare deosebit de amănunțită a metodelor pas cu pas de alcătuire a matricei nodale $[Z]$ fără inversarea matricei nodale $[Y]$. O atenție deosebită este acordată problemei matricei $[Z]$ în rețelele cu mutualități. Teza cuprinde următoarele capitole: Introducere; Revederea algoritmelor;

*) Lucrare efectuată cu sprijinul Bibliotecii Americane din București, căreia autorul îi mulțumește pe această cale.

**) Dr. ing. Al. Petroianu este inginer principal la Dispecerul energetic național.

Forma generală a algoritmului pentru [Z] nodal; Comparaţia algoritmelor; Tehnici de aplicaţie; Estimarea erorilor; Concluzii. Ca un aport deosebit al tezei trebuie evidenţiat capitolul de tratare a erorilor numerice ce intervin în calculul matricei [Z] şi demonstraţia generalităţii formulei Woodbury şi pentru reţelele cu cuplaje mutuale.

Valdez Michael: **Supravegherea adaptativă a sistemelor electroenergetice** [7]

Teza întocmită sub conducerea profesorului Alton a fost susţinută în 1970 la Universitatea din Iowa şi constituie o trecere în revistă completă a problemei supravegherii automate a funcţionării sistemelor energetice. Evidenţiind necesitatea ca, odată cu adoptarea unor noi mijloace tehnice de dotare a comenzii prin dispecer, să se utilizeze abordări şi metode de investigaţie analitică calitativ deosebite, autorul introduce conceptul „propagării cunoştinţelor (informaţiilor)". Se demonstrează posibilitatea determinării în timp real a regimurilor staţionare de funcţionare pe o cale recursivă, fără iteraţii, printr-o alegere convenabilă a punctelor de măsură din sistemul energetic şi printr-o partiţionare judicioasă a mărimilor din sistem în variabile de stare, necunoscute şi mărimi dependente.

Stuart, T. A.: **Analiza sensibilităţii estimării stării în sistemele energetice** [8]

Teza elaborată în cadrul Universităţii din Iowa, sub conducerea profesorului Herget, cuprinde următoarele capitole: Introducere; Trecere în revistă a metodelor de estimare a stării; Estimarea stării prin metoda ponderării cu cele mai mici pătrate; Calculul matricei de covarianţă; Mărimea speranţei matematice a erorii; Criterii pentru evaluarea erorii de estimare; Relaţii între variabilele de stare şi ecuaţiile de măsurători necesare; Surse de eroare; Concluzii.

Aportul principal al disertaţiei îl constituie studiul influenţei diverselor tipuri de erori ale modelului asupra estimării stării, criteriile de evaluare a sensibilităţii estimării stării, aprecierea diverselor tehnici utilizate în estimarea stării. Sînt analizate următoarele metode de estimare:

1) Abordarea nestatistică utilizînd metoda celor mai mici pătrate;

2) Metoda numărului limitat de măsurători (neredondante); 3) Tehnica filtrelor Kalman; 4) Abordarea statistică utilizînd tehnica celor mai mici pătrate.

Fetzer, E. E.: **Observabilitatea în estimarea stării sistemelor energetice** [9]

Teza întocmită în cadrul Universităţii din Iowa vădeşte continuitatea preocupărilor privind estimarea stării, preocupări promovate de profesorul Alton. Teza este structurată astfel: Introducere; Trecere în revistă a literaturii în acest domeniu; Modele matematice; Criteriile de observabilitate; Matricea de măsurători; Aplicaţii ale filtrelor Kalman; Sistemul studiat; Discuţii-rezultate; Concluzii. Autorul defineşte şi dezvoltă conceptul de „observabilitate" şi „matrice de observabilitate", pe baza cărora se poate determina un set optim de măsurători. Se demonstrează că setul optim de măsurători se obţine în cazul în care matricea de observabilitate are un caracter de ortogonalitate, iar toate valorile proprii egale. Sînt evidenţiate contribuţiile principalilor cercetători în acest domeniu de vîrf al cercetării în domeniul sistemelor energetice, cum este cel al estimării stării. Principalul rezultat al lucrării este obţinerea unui criteriu matematic de plasare optimă şi de obţinere a unui set optim de măsurători pe baza unei expresii matriciale derivate din matricea de observabilitate.

Daniels Horward, A. Jr.: **Analiza în timp real a siguranţei de funcţionare a sistemului energetic** [10]

Teza întocmită la Universitatea din Texas-Arlington, sub conducerea profesorului Mo-Shing-Chen, abordează problema calculului în timp real al siguranţei de funcţionare cu ajutorul unui model liniar de simulare. Sînt menţionate cele două aspecte importante ale problemei: analiza vulnerabilităţii şi stabilirea unei strategii corective. Sînt analizate diversele metode de simulare folosite: metoda compensării, metoda superpoziţiei. Sînt abordate probleme legate de analiza defectelor multiple şi de *echivalarea reţelelor exterioare*. Lucrarea are următoarea structură: Introducere; Modele liniare; Modele de contingenţă; Redistribuţia optimă a generării de putere activă; Concluzii.

* * *

Din examinarea tezelor menţionate se desprind următoarele concluzii:

— în domeniul regimurilor staţionare, cercetările se orientează spre îmbunătăţirea unor metode ce şi-au demonstrat deja eficienţa, cum este metoda Newton; totodată se continuă adîncirea problemelor legate de stabilirea condiţiilor şi domeniilor de convergenţă ale diverselor metode iterative;

— se evidenţiază ca domenii de vîrf ale cercetării în studiul sistemelor energetice cele legate de calculul regimurilor staţionare optimale, estimarea stării şi calculul vulnerabilităţii; în aceste domenii, se află încă în stadiul comparării diverse tehnici de estimare şi sînt investigate modelele sistemelor informaţionale. În domeniul calculelor de contingenţă, cea mai mare răspîndire o au însă modelele liniare de reţea.

Cercetarea efectuată asupra lucrărilor de doctorat din S.U.A. reliefează poziția înaintată și originală ocupată de școala românească de rețele în domenii de mare actualitate, ca echivalenții de rețea [11], supravegherea în timp real a regimurilor [12] și siguranța funcționării sistemelor electroenergetice [13].

Bibliografie

[1] Roberge, R. M. *Normalization and load-flow for power networks.* Colorado State University, Ph. D., 1969.

[2] Broyden, C. G. *A class of methods for solving nonlinear simultaneous equations.* Math. Comput., 19, 1965, p. 577.

[3] Saadat-Hadi, M. *Load flow a quasi-Newton method with optimum allocation of active/reactive generations.* Univ. of Missouri-Columbia, 1972.

[4] Trevino-Lozano, C. *New conditions for convergence of iterative methods for load flow problems.* The Univ. of Wisconsin, Ph. D., 1968.

[5] Jaimes-Pastrana, F. J. *Optimal power flows.* Ph. D., Purdue University.

[6] Kruempel, K. Ch. *A study of the building algorithm for the bus impedance matrix.* The Univ. of Wisconsin, Ph. D., 1970.

[7] Valdez, M. *Adaptative monitoring of electrical power systems.* The Univ. of Iowa, 1972.

[8] Stuart, Th. A. *Sensitivity analysis of state estimation for power systems.* Iowa State University, Ph. D., 1972.

[9] Fetzer, E. E. *Observability in the state estimation of power systems.* Iowa State University, Ph. D. , 1972.

[10] Daniels, H. A. Jr. *Real-time power system security analysis.* Ph. D., Texas University, 1972.

[11] Dimo, P. *Le réseau à ,,bilan énergétique nul'' dans la formation des équivalents REI.* In: Rev. Roum. Sci. Techn. et Energ., 19, nr. 2, 1974, p. 221—227.

[12] Dimo, P., Groza, L., Ionescu, S. și Petcu, I. *Equivalents de réseau avec multiples possibilités de surveiller les réseaux interconnectés.* Rapport CIGRE 1974, Groupe 32—16.

[13] Necșulescu, D. S. *Utilizarea echivalenților și schemelor REI pentru calculul siguranței funcționării sistemelor electroenergetice.* În: St. cerc. energ. electrotehn. 24, nr. 2, 1974, p. 339—355.

(Articol intrat în redacție la 14 ianuarie 1975)

Recenzii

L. C. SILVERN. **Systems engineering applied to training** (Ingineria sistemelor cu aplicație la perfecționarea cadrelor). Gulf Publishing Co. Book Division, Houston, Texas, 1972, 170 p.

Lucrarea ,,Ingineria sistemelor cu aplicație la perfecționarea cadrelor'' prezintă un mod nou de abordare în problemele legate de perfecționarea cadrelor de conducere și a fost concepută pentru a utiliza concepte ale ingineriei sistemelor. Cartea este dedicată în special cadrelor superioare de conducere din întreprinderile industriale care au o amplă experiență și utilizează o abordare sistemică în activitatea lor, cu mari posibilități de realizare a unor sisteme integrate de conducere prin intermediul calculatoarelor electronice.

Dezvoltarea matematică folosită în lucrare este minimă; acest lucru este substituit de abordarea sistemică (systems approach), care este prezentă de-a lungul întregii cărți.

Luînd avantajul abordării prin intermediul ingineriei sistemelor, cartea introduce pe rînd noțiuni de logică, proiectare, planificare și implementare a structurilor de analiză și decizie.

Cartea cuprinde cinci capitole și tratează pe rînd chestiuni aferente ingineriei sistemelor (capitolul 1), prezintă un nou model de creștere a performanțelor umane în activitatea de conducere (capitolul 2), chestiuni specifice acestui model (capitolul 3), tehnica simulării (capitolul 4) și idei pentru viitor în dezvoltarea sistemelor de perfecționare a cadrelor (capitolul 5).

În paragrafele aferente prezentării noțiunilor din teoria sistemelor, autorul indică la început necesitatea utilizării unor noi tehnici de lucru, eficiente în procesul de pregătire a cadrelor superioare de conducere în contextul ingineriei sistemelor și al abordării sistemice. Este introdus, iar mai apoi extins de-a lungul întregii lucrări, procesul de ,,anasynthesis'' ca un procedeu integrat pentru analiza, sinteza, modelarea și simularea sistemelor. Se prezintă de asemenea un limbaj (,,un set de reprezentări, convenții și reguli pentru transformarea informațiilor'') pentru modelarea sistemelor, sub numele *Logos*. Complementar acestui model sînt introduse și amplu discutate conceptele de ,,open-loop'' și ,,closed-loop'', precum și cel de feed-back.

În capitolul 2 este prezentat un model de tip grafic (flow-chart) cu scopul de a identifica toate elementele esențiale în dezvoltarea performanțelor umane prin sisteme de perfecționare și educație. Așa cum și autorul recunoaște, acest model a fost mult influențat de rezultatele cercetării lui Forrester (,,industrial dynamics''); în plus, autorul cărții introduce concepte din cibernetică, concepte care măresc originalitatea modelului prezentat. Aici Silvern face o distincție între sistemele de instruire prin instructor și altele de tip om-mașină ca un limbaj de conversație dintre om și calculator. În lucrare se face o distincție marcantă între aspectul de tip ,,microlevel'' al aplicării psihologiei învățării, tip pentru instructor uman sau instructor mașină, și cel ,,macrolevel'', care se referă la psihologia aplicării și proiectării sistemelor de echipamente și logistice ale procesului de instrucție.

În capitolul 3 se dezvoltă în detaliu un submodel al celui general prezentat anterior. Se discută în special chestiuni legate de analiza activității umane și analiza locului de muncă, programarea și planificarea activităților, realizarea de instrucțiuni pentru perfecționarea activității umane, sisteme de instruire de tip om-mașină (,,computer assisted instruction'', sisteme logistice și alte facilități). Un loc important în realizarea sistemelor de perfecționare îl reprezintă dezvoltarea unui plan de învățămînt adecvat. Sînt discutate principiile de bază ale unui astfel de plan și trei tipuri de eșantioane fundamentale: gestalt, semi-gestalt și non-gestalt.

Simularea sistemelor joacă un rol major în crearea sistemelor moderne de perfecționare și ea reprezintă o etapă în cadrul meta-modelului, dat anterior sub numele de anasynthesis. Se evidențiază în special valoarea procesului de simulare prin aceea că ,,are loc pe hîrtie și reprezintă un cost redus, activitate cu efort minim pentru a asista pe specialist în pregătirea cadrelor în a lua decizii fără a ignora nici unul din subsistemele importante.''

Ultimul capitol prezintă o vedere generală asupra modelului descris în lucrare. Autorul subliniază faptul că modelele narative reprezintă un pas important la ,,simularea narativă'' și prin aceasta spre cuantificarea modelelor de decizie. Se insistă asupra indicilor de eficiență a unui sistem de perfecționare: timp, cost, calitate, capacitate etc. Utilizarea calculatoarelor numerice în elaborarea unor sisteme complexe de perfecționare va deschide noi orizonturi în amplificarea dialogului om-mașină.

În final se poate spune că lucrarea este un amplu efort de sinteză teoretică, pe baza unei experiențe practice bogate, în vederea elaborării unor programe adecvate de perfecționare a cadrelor de conducere.

Dr. ing. **Adrian Gheorghe**

Revista „ENERGETICA" — organ al Ministerului Energiei Electrice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din R.S. România. Redacția: București, Bd. Magheru 33, Sectorul 1. Telefon: 154470. Instituțiile pot achita abonamente pentru biblioteci și cabinete tehnice în contul de virament nr. 30.11.8.01.01 BN R.S.R. — Sectorul 4. Tarif pentru întreprinderi: lei 100 anual. Tarif pentru abonamente individuale: lei 30 anual. Prețul unui exemplar: 5 lei. Taxele poștale achitate anticipat, conform aprobării D.G.P.Tc. nr. 137/125/1975

I. P. I. c. 432

1976 MAR 29

2039
MW
R
REFERÁLVA

5-6

energetica

VOLUMUL XXIII
BUCUREȘTI
MAI — IUNIE 1975

0 6 12 18 24

ICEMENERG

INSTITUTUL DE CERCETĂRI ȘI MODERNIZĂRI ENERGETICE

ICEMENERG

EXECUTĂ CERCETĂRI ȘTIINȚIFICE PENTRU ASIGURAREA :

- dezvoltării sistemului energetic ;
- exploatării sigure și economice a instalațiilor din sistemul energetic ;
- continuității și siguranței în alimentarea consumatorilor ;
- ridicării nivelului tehnic în proiectarea, construcția și exploatarea instalațiilor de producere, transport și utilizare a energiei electrice și termice.

ICEMENERG

ACORDĂ ASISTENȚĂ TEHNICĂ PRIN STUDII, CERCETĂRI ȘTIINȚIFICE ȘI SERVICE ÎN DOMENIILE :

- sisteme, stații și rețele electrice ;
- producerea și utilizarea energiei electrice ;
- tehnica tensiunilor înalte ;
- automatizare ;
- instalații termomecanice ale centralelor termoelectrice și de termoficare ;
- chimia centralelor termoelectrice ;
- hidrotehnică industrială în centrale termoelectrice ;
- centrale hidroelectrice ;
- cercetări economice și organizarea științifică a producției.

ICEMENERG

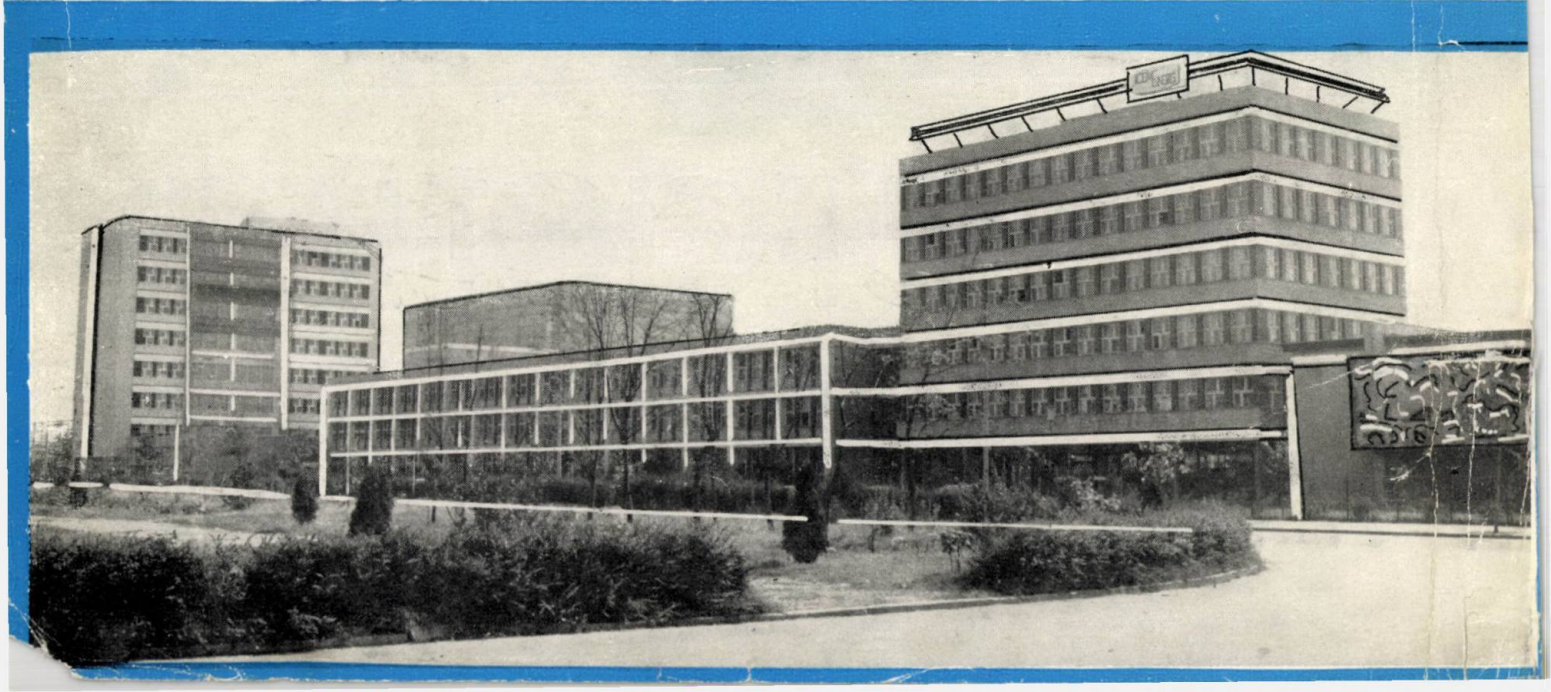
PRODUCE APARATE ȘI ECHIPAMENTE SPECIALE DE MICĂ SERIE PENTRU :

- instalații de telemecanică ;
- instalații de telecomunicații ;
- instalații de automatizare și protecție prin relee ;
- aparataj pentru dotarea laboratoarelor de încercări în centrale, stații și rețele electrice.

ICEMENERG

EFECTUEAZĂ LUCRĂRI DE SERVICE PE BAZĂ DE CONTRACTE CU ÎNTREPRINDERI EXPORTATOARE ÎN ROMÂNIA, PENTRU APARATE DE MĂSURĂ ȘI CONTROL ELECTRICE ȘI ELECTRONICE ÎN PERIOADA DE GARANȚIE A ACESTORA.

București, Bd. Energeticienilor, nr. 8, sect. IV
Tel. 21.46.30



ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

ENERGETICA

ORGAN AL MINISTERULUI ENERGIEI ELECTRICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

ANUL 23 Nr. 5–6 Mai–Iunie

Cuprinsul

pag.

E. Costin şi *V. Mustaţă* — **Perspective ale dezvoltării consumului de energie al Municipiului Bucureşti** — 149

Al. Diacon, I. Seteanu, R. Popa, Fl. Stănculescu şi *Gh. Voicu* — **Exploatarea optimă a lacurilor cu regularizare zilnică-orară pentru un sistem de CHE în casecadă** — 158

V. Şerban — **Metodologie şi program de calcul pentru determinarea mărimilor de stare ale apei şi aburului** — 164

L. Mihăescu, S. Zaharescu, E. Stariradov şi *T. Mihăescu* — **Studii privind măcinarea şistului bituminos în mori-ventilator** — 168

O. Radovici şi *Eugenia Ludoşan* — **Amestecuri de inhibitori pentru sistemele de răcire cu apă** — 173

C. Moldoveanu şi *Paula Budaşcă* — **Analiza principalelor probleme apărute la efectuarea probei de deseăreări parţiale la transformatoarele de măsură** — 179

V. Stoica şi *S. Crişan* — **Observaţii asupra cîmpului electric din staţiile exterioare de transformare de înaltă tensiune** — 184

RECENZII

Revista apare sub îndrumarea
Consiliului științific
al Institutului central de cercetări energetice

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 621.3.016: 339„313"

Костин, Е. и *Мустаце, В.*: **Перспективы развития потребления электроэнергии Бухарестского Муниципалитета**

Energetica 23 (1975), № 5–6, стр. 149

ДК 621.311.21: 627.816: 518.1

Дякон, Ал., Сетяну, И., Попа, Р., Стэнкулеску, Фл. и *Войку, Г.*: **Оптимальная эксплуатация водохранилищ с суточно-часовой регуляризацией системы каскадных ГЭС**

В статье приводится расчетный алгоритм и вычислительная программа на языке ФОРТРАН IV для оптимальной эксплуатации буферных водохранилищ системы каскадных ГЭС. Приводятся результаты исследования каскадной системы ГЭС на реке Бистрица в низовьях Биказской ГЭС им. „В. И. Ленина".

Energetica 23 (1975), № 5–6, стр. 158

ДК 621.1/.2: 541.12.01.001.57

Шербан, В.: **Математическая модель расчета величин состояния воды и пара**

В статье приводится математическая модель расчета величины состояния воды и пара, а также его моделирование на цифровой ЭВМ. Предлагаемая модель иллюстрируется примером вычисления.

Energetica 23 (1975), № 5–6, стр. 164

ДК 662.642.1(498):662.932.663

Михэеску, Л., Захареску, С., Старирадов, Е. и *Михэеску, Т.*: **Исследования относящиеся помола горючего сланца в мельницах-вентиляторах**

Представляются результаты исследований, произведенных относительно образа поведения мельницы-вентилятора при случае функционирования на горючих сланцах. Даны изменения расхода и удельного потребления энергии в зависимости от тонкости потока этого топлива.

Также рассматриваются проблемы эрозии элементов мельницы-вентилятора.

Energetica 23 (1975), № 5–6, стр. 168

ДК 621.784: 66.097: 620.193.23

Радович, О. и *Лудошан, Е.*: **Ингибиторные смеси для систем водяного охлаждения**

Статья касается действия некоторых химических веществ, использующихся в качестве ингибиторов коррозии в среде, состоящей из охладительной воды и углеродистой стали.

Energetica 23 (1975), № 5–6, стр. 173

ДК 621.314: 537.52

Молдовяну, К. и *Будашкэ, П.*: **Анализ важнейших вопросов, возникших при осуществлении испытания на частичные разряды в измерительных трансформаторах**

В основу анализа принимается в качестве величины кажущаяся нагрузка q частичного разрядя

Energetica 23 (1975), № 5–6, стр. 179

ДК 621.314.2

Стойка, В. и *Кришан, С.*: **Наблюдения за электрическим полем на подстанциях высокого напряжения**

Описывается устройство для измерения напряжённости переменного электрического поля промышленной частоты, разработанной в Политехническом институте им. „Траян Вуя" в городе Тимишоара, а также результаты измерений электрического поля вблизи ЛЭП и на подстанции 400 кВ.

Energetica 23 (1975), № 5–6, стр. 184

INHALTSVERZEICHNIS

DK 621.3.016: 339„313"

Costin, E. und *Mustață, V.*: **Perspektiven in der Entwicklung des Energieverbrauchs im Munizipium Bukarest**

Energetica 23 (1975), H. 5–6, S. 149

DK 621.311.21: 627.816: 518.1

Diacon, Al., Seteanu, I., Popa, R., Stănculescu, Fl. und *Voicu, Gh.*: **Optimaler Betrieb von Speicherseen eines kaskadenartigen Systems von Wasserkraftwerken mit täglichstündlicher Regularisierung**

Es wird ein Algorithmus und ein Berechnungsprogramm in der FORTRAN—IV-Maschinensprache zum optimalen Betrieb von Pufferseen einer kaskadenartigen Kette von Wasserkraftwerken angegeben. Ferner werden die im Betrieb der Kraftwerkette am Bistrița-Fluss unterhalb des Wasserkraftwerks „V. I. Lenin"-Bicaz angeführt.

Energetica 23 (1975), H. 5–6, S. 158

DK 621.1/.2: 541.12.01.001.57

Șerban, V.: **Mathematisches Modell zur Berechnung der Zustandsgrössen für Wasser und Wasserdampf**

Es wird ein mathematisches Modell zur Berechnung der Zustandsgrössen für Wasser und Wasserdampf sowie ihre Modellierung an einem digitalen Rechner behandelt. Ferner wird ein Berechnungsbeispiel sur besseren Illustrierung des vorgeschlagenen Modells angegeben.

Energetica 23 (1975), H. 5–6, S. 164

DK 662.642.1(498):662.932.663

Mihăescu, L., Zaharescu, S., Stariradov, E. und *Mihăescu, T.*: **Untersuchungen des Mahlprozesses von Ölschiefer in Schlagradmühlen**

Es werden die Ergebnisse der Untersuchungen am Betriebsverhalten von Schlagradmühlen bei der Vermahlung von Ölschiefer behandelt. In Abhängigkeit von der Körnungsfeinheit bei der Vermahlung dieses Brennstoffs werden die Schwankungen der Durchsatzleistung und des spezifischen Energieverbrauchs angegeben. Es werden auch die mit dem Verschleiss der Schlagradteile im Zusammenhang stehenden Fragen erörtert.

Energetica 23 (1975), H 5–6, S. 168

DK 621.784: 66.097: 620.193.23

Radovici, O. und *Ludoșan, E.*: **Inhibitorgemische für ein Kühlwassersystem**

Im Artikel wird die Wirkungsweise einiger chemischen Stoffe behandelt, die als Korrosionsinhibitoren im System Kühlwasser-Kohlenstoffstahl ihren Einsatz finden.

Energetica 23 (1975), H. 5–6, S. 173

DK 621.314: 537.52

Moldoveanu, C. und *Budașcă, P.*: **Hautprobleme bei der Prüfung der Messwandler auf Partialentladung**

Das Thema wird unter Annahme der Scheinladung q einer Partialentladung als Bezugsgrösse behandelt.

Energetica 23 (1975), H. 5, S. 179

DK 621.314.2

Stoica, V. und *Crișan, S.*: **Zur Frage der Vermessung des elektrischen Felds in den Hochspannungs-Schaltanlagen**

Es wird eine Einrichtung zur Messung der Stärke eines industriefrequenten elektrischen Wechselfelds beschrieben, die im Polytechnischen Institut "Traian Vuia" von Timișoara gebaut wurde und die Ergebnisse bei der Vermessung der elektrischen Feldstärken in der Nähe einer Freileitung und in einer 400-kV-Schaltanlage angegeben.

Energetica 23 (1975), H. 5, S. 184

SOMMAIRE

CD 621.3.016 : 339.„313"

Costin, E. et *Mustață, V.* : **Perspectives dans le développement de la consommation d'énergie dans le Municipe de Bucarest**

Energetica 23 (1975), no. 5–6, p. 149

CD 621.311.21 : 627.816 : 518.1

Diacon, Al., Seteanu, I., Popa, R., Stănculescu, Fl. et *Voicu, Gh.* : **Exploitation optimale des lacs à régularisation journalière horaire pour un système de centrales hydro-électriques en cascade**

On indique un algorithme de calcul et on présente le programme en langage FORTRAN IV pour l'exploitation optimale des lacs-tampon pour un système de centrales hydroélectriques en cascade. Sont présentés les résultats pour le système de centrales hydroélectriques en cascade sur la rivière Bistrița, en aval de la centrale „V. I. Lenin"-Bicaz.

Energetica 23 (1975), no. 5–6, p. 158

CD 621.1/.2 : 541.12.01.001.57

Șerban, V. : **Modèle mathématique pour calculer les grandeurs de l'état de l'eau et de la vapeur**

On présente un modèle mathématique pour calculer les grandeurs de l'état de l'eau et de la vapeur, ainsi que sa simulation sur le calculateur numérique. Un exemple de calcul est traité pour illustrer le modèle proposé.

Energetica 23 (1975), no. 5–6, p. 164

CD 662.642.1(498) : 662.932.663

Mihăescu, L., Zaharescu, S., Stariradov, E. et *Mihăescu, T.* : **Etude sur le broyage du schiste bitumineux dans les broyeurs-ventilateur**

Le rapport présente les résultats des études effectuées sur le comportement du broyeur-ventilateur au cas du fonctionnement basé sur les schistes bitumineux. Les variations du débit et de la consommation spécifique d'énergie sont présentées fonction de la finesse du broyage de ce combustible. Les problèmes de l'errosion des éléments du broyeur-ventilateur y sont également présentés.

Energetica 23 (1975), no. 5–6, p. 168

CD 621.784 : 66.097 : 620.193.23

Radovici, O. et *Ludoșan, E.* : **Mélanges d'inhibiteurs pour les systèmes de refroidissement à l'eau**

L'étude traite de l'action de certaines substances chimiques utilisées en tant qu'inhibiteurs de corrosion en milieu eau de refroidissement — acier carbone.

Energetica 23 (1975), no. 5–6, p. 173

CD 621.314 : 537.52

Moldoveanu, C. et *Budașcă, P.* : **Analyse des principaux problèmes ressortis de l'essai de décharges partielles aux transformateurs de mesure**

Le sujet est abordé en prenant pour grandeur la charge apparente q d'une décharge partielle.

Energetica 23 (1975), no. 5–6, p. 179

CD 621.314.2

Stoica, V. et *Crișan, S.* : **Observations sur le champ électrique des postes de transformation haute tension**

Les auteurs décrivent un dispositif pour la mesure de l'intensité du champ électrique alternatif à fréquence industrielle construit par l'Institut Polytechnique "Traian Vuia" de Timișoara, tout comme un nombre de résultats des mesures des champs électriques au voisinage d'une ligne électrique aérienne et dans un poste électrique 400 kV.

Energetica 23 (1975), no. 5–6, p. 184

CONTENTS

DC 621.3.016 : 339.„313"

Costin, E. and *Mustață, V.* : **Long-term growth of energy use for Bucharest**

Energetica 23 (1975), nr. 5–6, p. 149

DC 621.311.21 : 627.816 : 518.1

Diacon, Al., Seteanu, I., Popa, R., Stănculescu, Fl. and *Voicu, Gh.* : **The optimal lake operation with daily-hourly regularization for a hydropower plant chain system**

A calculation algorithm is given and a program in FORTRAN—IV language is presented for the optimal operation of a chain of lakes of a hydropower station. The results for the Bistrița River chain system are given downstream the „V. I. Lenin"-Bicaz hydropower plant.

Energetica 23 (1975), nr. 5–6, p. 158

DC 621.1/.2 : 541.12.01.001.57

Șerban, V. : **The mathematical model for the calculation of the water and steam state values**

A mathematical model for the calculation of the water and steam state values as well as for its simulation on the digital computer is used. A calculation example for the proposed model presentation is dealt with.

Energetica 23 (1975), nr. 5–6, p. 164

DC 662.642.1(498) : 662.932.663

Mihăescu, L., Zaharescu, S., Stariradov, E. and Mihăescu, T. : **Studies concerning the grinding of the oil shale in fan mills**

The results of the studies carried out upon the behaviour of the fan mills in the case of oil shale burning are presented. The variations of the flow and specific power consumption are given, function of the grinding finness of the fuel. The problem of the fan mills elements erosion are also described.

Energetica 23 (1975), nr. 5–6, p. 168

DC 621.784 : 66.097 : 620.193.23

Radovici, O. and *Ludoșan, E.* : **Inhibitors mixes for the water cooling systems**

The paper deals with the action of some chemical substances used as corrosion inhibitors in the cooling water-carbon steel medium.

Energetica 23 (1975), nr. 5–6, p. 173

DC 621.314 : 537.52

Moldoveanu, C. and *Budașcă, P.* : **The analysis of the main problems appeared during the partial discharges at measurements transformer tests**

The subject matter is treated taking as measure value the apparent load q of partial discharges.

Energetica 23 (1975), nr. 5–6, p. 179

DC 621.314.2

Stoica, V. and *Crișan, S.* : **Observations on the electrical field in the high voltage transformer substations**

A device for the industrial frequency alternative electric field strength built at the „Traian Vuia" Polytechnical Institute Timișoara is presented, as well as a series of results of the electric field measurements in the proximity of an overhead voltage line and in a 400 kV substation.

Energetica 23 (1975), nr. 5–6, p. 184

Perspective ale dezvoltării consumului de energie în Municipiul București

Dr. ing. **E. Costin**
și ing. **V. Mustață***)

Preocuparea pentru perspectiva dezvoltării instalațiilor electrice, pentru încadrarea în această perspectivă a instalațiilor existente, impune ca element de bază stabilirea prognozei consumului de energie electrică. Aceasta, fie că este vorba de un sistem energetic în ansamblul său, fie că este vorba de o rețea regională sau de una urbană.

Într-un asemenea context a fost elaborată prognoza consumului de energie electrică a capitalei R.S.R., cel mai mare oraș al țării, pentru următorii 25 de ani.

Considerînd că modul de punere și soluționare a acestei probleme de prognoză a consumului urban de energie electrică ar putea prezenta interes pentru un cerc mai larg de specialiști, în cele ce urmează autorii își propun să prezinte principalele etape de desfășurare a procesului complex de studiu care a stat la baza stabilirii dinamicii de perspectivă a consumului de energie electrică în Municipiul București.

Pe lîngă prognoza propriu-zisă a consumului de energie electrică, lucrarea își propune să soluționeze și problema repartizării pe teritoriul orașului a consumului preliminat, spre a se putea crea în acest mod premisele prevederii dezvoltării optimale a rețelelor de distribuție necesare alimentării consumatorilor.

Elemente specifice dezvoltării consumurilor de energie în Municipiul București

Consumul total de energie electrică pe locuitor în Municipiul București este în prezent aproximativ egal cu cel republican: 1755 kWh/loc. în București, față de 1700 kWh/loc. în R.S.R. — consum la nivelul anului 1973. Aceasta în situația în care producția globală industrială pe locuitor este în capitală de 2,16 ori mai mare decît media pe țară.

Situația provine dintr-o structură total diferită a consumului de energie electrică la cele două nivele analizate. În anul 1973 aceasta se prezenta astfel (tabelul 1):

Tabelul 1

Date reprezentative privind consumul de energie electrică în 1973

	Consum total, kWh/loc.	Consum industrial, kWh/loc.	Consum industrial, kWh/1000 lei p.g.i.	Consum casnic, kWh/loc.
Municipiul București	1755	1125	25,3	380
Total R.S.R.	1700	1285	62,2	153

Datele tabelului de mai sus conduc la cîteva concluzii:

— În analiza consumului de energie electrică, Municipiul București nu poate fi tratat ca un sistem independent. El este un subsistem — în cadrul sistemului național — cu caracteristici specifice pronunțate. Consumul de energie electrică diferă nu atît ca valori ale consumului total, cît mai ales ca structură și eficiență economică. Astfel, evoluția consumului de energie electrică în Municipiul București nu poate fi apreciată prin raportarea directă la consumul republican.

Datorită situației de subsisteme cu evoluția specifică în cadrul sistemelor naționale — industriale și energetice — respective, consumurile de energie electrică ale marilor orașe nu sînt direct comparabile.

— Consumul redus de energie electrică pe mia de lei producție globală industrială (p.g.i.) caracterizează industria orașului București ca avînd o structură de înaltă tehnicitate și cu consumuri specifice de energie electrică reduse. Compararea cu consumurile pe ramuri și subramuri ale industriei (tabelul 2) arată că este de așteptat ca optimizarea în continuare a structurii industriei din capitală să nu opereze reduceri importante la acest indicator.

Tabelul 2

Consumul specific de energie electrică pe ramuri industriale la nivel republican, comparativ cu consumul industrial specific în Municipiul București

Consumul în kWh/1000 lei p.g.i.

	1972	1974
Total industrie R.S.R., din care:	67,09	58,730
1. Ind. cărbunelui	139,10	132,50
2. Ind. extr. prelucr. petrol-gaze	123,87	113,10
3. Metalurgia feroasă	80,85	75,00
4. Metalurgia neferoasă	268,04	232,90
5. Construcții de mașini	30,91	24,30
6. Chimie	158,66	135,10
7. Materiale de construcții	135,02	130,00
8. Celuloză și hîrtie	249,80	229,80
9. Industria ușoară	18,53	18,00
10. Industria alimentară	16,06	14,90
11. Alte ramuri + energia electrică	80,91	68,90
Municipiul București	27,6	21,7

*) Autorii sînt ingineri proiectanți principali la ISPE.

— Consumul casnic de energie electrică pe locuitor, deşi de peste două ori mai mare decît cel republican, este destul de redus în comparaţie cu cel al altor mari oraşe (deşi, după cum vom vedea ulterior, nici la consumul casnic-edilitar comparaţia nu este strict concludentă), aşa cum rezultă din tabelul 3.

Tabelul 3

Consumul casnic-edilitar de energie electrică pe locuitor în 1970–1975

Oraşul	1970	1975
Sofia [1]	985 kWh/loc.	1470 kWh/loc.
Varşovia [2]	1065 kWh/loc.	1334 kWh/loc.
Bucureşti	660 kWh/loc.	775 kWh/loc.

Premise ale evoluţiei consumului casnic de energie electrică

În ultimii ani, în capitală s-a generalizat, pentru noile locuinţe, încălzirea încăperilor şi prepararea apei calde prin termoficare; energia pentru gătit se asigură prin alimentarea cu gaze a bucătăriilor.

Adoptarea acestei soluţii avînd un caracter decizional, ea nu poate fi schimbată decît tot printr-o decizie a organelor competente, fundamentată prin studii de optimizare tehnico-economică etc.

Utilizarea nedirijată, spontană, a instalaţiilor electrice de încălzit şi preparare a apei calde menajere şi hranei rămîne cu o pondere relativ mică, încadrîndu-se în tendinţele actuale de evoluţie a consumului casnic de energie electrică.

În Municipiul Bucureşti există încă un volum important de locuinţe (circa 240 000 de apartamente) avînd încălzire cu sobe pentru combustibil solid (lemne şi cărbune) şi petrol.

La creşterea nivelului de trai preconizată de documentele de partid pentru nivelul anului 1990, se impune o creştere a gradului de confort prin eliminarea combustibililor solizi din consumul casnic. Aceasta, avînd în vedere şi măsurile antipoluante ce se vor lua la nivelul capitalei.

În acest sens se preconizează trecerea pe termoficare sau dotarea cu instalaţii electrice de încălzire a locuinţelor şi preparare a apei calde menajere pentru majoritatea locuinţelor din categoria arătată, nedemolabile, pînă în anul 2000 — circa 150 000 de apartamente.

Ca urmare, ipotezele fundamentale privind perspectiva consumului casnic de energie în Municipiul Bucureşti au fost:

a) continuarea aplicării actualei soluţii (termoficare + gaze la bucătării), generalizată pentru construcţia noilor locuinţe;

b) luarea la un moment dat a deciziei de utilizare a energiei electrice pentru încălzirea noilor locuinţe prin dotarea cu instalaţii electrice corespunzătoare.

Soluţia pentru noile locuinţe va afecta şi soluţia pentru locuinţele vechi dotate cu sobe pe combustibil solid.

Orientări ale evoluţiei consumului de energie şi a structurii acestuia

Dintre măsurile de reducere şi raţionalizare a consumurilor energetice prevăzute de Legea nr. 140/1973 *), au fost analizate cele mai importante, cu implicaţii asupra consumului de energie electrică în Municipiul Bucureşti:

a) reducerea consumurilor energetice specifice;

b) restructurarea industriei;

c) utilizarea cărbunilor inferiori;

d) valorificarea resurselor secundare.

a) S-a presupus că în perspectivă va avea loc o reducere constantă a consumurilor specifice determinată de perfecţionarea utilajelor şi tehnologiilor. Introducerea în seria dinamică a valorilor planificate pentru anii 1973–1980 a efectuat corecţia tendinţelor anterioare ale consumului.

b) După cum s-a arătat, nu este de aşteptat ca restructurarea industriei în Municipiul Bucureşti să aibă efecte importante asupra evoluţiei consumului de energie electrică.

c) Utilizarea cărbunilor inferiori în centralele de termoficare pune probleme deosebite dezvoltării termoficării în Municipiul Bucureşti. Problemele de transport al cărbunelui, de evacuare a zgurei şi cenuşii, de poluare a mediului etc. pot orienta factorii de decizie către utilizarea energiei electrice pentru prepararea apei calde menajere şi încălzitul locuinţelor în anumite zone ale oraşului. Sînt deci posibile variante de evoluţie a consumului de energie electrică funcţie de ipotezele diferite privind termoficarea.

d) Valorificarea resurselor secundare nu afectează direct evoluţia consumului de energie electrică. Ea influenţează doar balanţa consumului de energie primară, eventual de energie utilizată pentru producerea energiei electrice.

Ipoteze şi metode de prognoză utilizate

Ca principal mijloc de control al datelor prognozei a fost utilizat criteriul convergenţei rezultatelor obţinute prin metode diferite. Aceasta a necesitat folosirea unor metode grupate în două mari categorii:

— metode pentru studiul global;

— metode pentru studiul analitic.

---

* Decretul 620/1973, devenit Legea nr. 140/1973 cu privire la măsurile de dezvoltare a bazei energetice şi de folosire mai judicioasă a combustibililor şi energiei.

1. *Studiul global*

1.1. *Extrapolarea globală.* Extrapolarea seriei dinamice a consumului total a fost făcută în două variante :

— cu date de bază pînă în 1974 [3];

— cu date de bază pînă în 1980 (incl. consumurile planificate pentru 1975—1980).

În acest mod, consumurile planificate pentru perioada 1976—1980 au putut constitui *date de control* pentru alegerea legii de evoluţie a consumului — aflarea curbelor ce aproximează cel mai bine fenomenul pe perioada trecută şi dă evoluţia cea mai probabilă pe perioada prognozei.

Desigur, s-au utilizat şi criteriile normale de selectare : minimizarea abaterii medii şi abaterii medii pătratice.

S-au folosit zece familii de curbe, şi anume :

— Funcţia liniară $Y = A + BX$ (1)
— Funcţia polinomială $X = A + BX + CX^{\alpha}$ (2)
— Funcţia hiperbolică $Y = 1 : (A + BX)$ (3)
— Funcţia hiperbolică $Y = A + B : (X + C)$ (4)
— Funcţia putere $Y = AX^{B}$ (5)
— Funcţia exponenţială $Y = AB^{X}$ (6)
— Funcţia exponenţială $Y = Ae^{BX}$ (7)
— Funcţia Tornquist $Y = BX : (X + A)$ (8)
— Funcţia Tornquist $Y = B(X - C) : (X + A)$ (9)
— Funcţia Tornquist $Y = BX(X - C) : (X + C)$ (10)

Analiza rezultatelor a condus la concluzia că legea care modelează în modul cel mai adecvat creşterea consumului de energie electrică al Municipiului Bucureşti este de tipul :

$$Y = A + BX + CX^{\alpha}, \quad (2)$$

în care

Y este consumul de energie electrică ;

X — timpul exprimat în ani începînd de la anul de bază — originea datelor statistice ;

α — un număr real.

S-au efectuat mai multe serii de extrapolări pentru precizarea lui α (tabelul 4). A rezultat pentru α valoarea cea mai probabilă $\alpha = 2{,}75$.

1.2. *Studiul corelaţiilor* a permis să se estimeze variaţia consumului de energie funcţie de evoluţia unor factori consideraţi cunoscuţi în perspectiva analizată.

Prin introducerea în calcul a datelor de plan 1975—1980, legea de corelare cuprinde implicit şi tendinţa actuală de modificare a raporturilor între fenomenele corelate.

A fost utilizată corelaţia simplă a consumului de energie electrică cu următorii indicatori caracteristici pentru Municipiul Bucureşti*) :

— producţia globală industrială ;
— vînzările de mărfuri cu amănuntul ;
— investiţiile totale anuale ;
— suma investiţiilor din fiecare an începînd cu anul 1955.

A fost studiată de asemenea corelaţia cu consumul republican net de energie electrică.

Analiza seriilor de valori ale indicatorilor utilizaţi a dus la constatarea că în condiţiile specifice Municipiului Bucureşti au valoare previzională numai corelaţiile cu producţia globală industrială municipală şi cu consumul republican de energie electrică.

Pentru studiul corelaţiilor au fost încercate mai multe legi de evoluţie, dintre care au dat rezultate următoarele :

1) evoluţia liniară $Y = A + BX$ (11)

2) evoluţia parabolică $Y = A + BX + CX^2$ (12)

Deoarece evoluţia parabolică prezintă un maxim în jurul anilor 1990, maxim nejustificat de evoluţia fenomenului real (creşterea consumului de energie electrică), aceasta nu a fost luată în consideraţie pentru prognoza pe termen lung.

Tabelul 4

Evoluţia consumului total de energie electrică al Municipiului Bucureşti după legea $Y = A + BX + CX^{\alpha}$

Valoarea lui α	Creşteri relative, an 1975 = 100						A	B	C	AM*)	AMP**)	CR***)
	1975	1980	1985	1990	1995	2000						
1,5	100	135,5	176,5	222	270	323	535,42	—55,21	40,964	0,02	3,69	0,98
2,0	100	137	182	233	292	357	412,74	43,67	4,476	0,08	4,57	,,
2,5	100	138,5	187,5	247	318	370	333,36	77,70	0,653	—0,02	6,40	,,
3,0	100	139,5	193,5	262	348	465	276,87	95,32	0,107	—0,15	8,17	,,

*) Abaterea medie.
**) Abaterea medie pătratică
***) Coeficientul de corelaţie.

Pentru consumul total de energie electrică în Municipiul Bucureşti rezultă :

— Corelaţia cu producţia globală industrială :

$$Y = 281{,}36 + 0{,}31\,X \quad (13)$$

*) Datele privind evoluţia indicatorilor au fost procurate prin Comisia de prognoză a Municipiului Bucureşti.

— Corelația cu consumul republican net de energie electrică :

$$Y = 505{,}25 + 0{,}062\ X \qquad (14)$$

în care

Y este consumul de energie electrică, exprimat în GWh ;

X — producția globală industrială, exprimată în milioane lei, respectiv consumul republican net de energie electrică, exprimat în GWh.

2. *Studiul analitic*

Analiza evoluției principalelor componente ale consumului s-a făcut prin extrapolare și studiul corelațiilor.

Consumul total a fost defalcat în :

— consum casnic ;
— iluminat public ;
— iluminat general și comercial ;
— consum industrial ;
— transport urban electrificat.

Extrapolarea s-a făcut în aceleași ipoteze și cu aceleași familii de curbe ca și cea globală. Studiul corelațiilor a fost utilizat numai pentru consumul casnic și industrial.

Din extrapolarea analitică s-au obținut evoluții după aceeași familie de curbe (2) pentru toate categoriile de consum studiate :

$$Y = A + BX + CX^{\alpha}.$$

Din studiul corelațiilor a rezultat :

Pentru consumul casnic

— corelația cu producția globală industrială :

$$Y = 88{,}135 + 0{,}07\ X ; \qquad (15)$$

— corelația cu consumul republican net de energie electrică :

$$X = 77{,}72 + 0{,}013\ X \qquad (16)$$

Pentru consumul industrial

— corelația cu producția globală industrială :

$$Y = 92{,}08 + 0{,}0224\ X. \qquad (17)$$

În relațiile de mai sus :

Y este consumul de energie electrică, în GWh ;

X — producția globală industrială, în mil. lei, respectiv consumul republican net de energie electrică, în GWh.

Pentru consumul casnic și industrial s-a efectuat și un calcul denumit „direct", în primul caz pe baza prognozei evoluției vînzărilor de aparate electrice de uz casnic, iar în al doilea caz pe baza evoluției producției globale industriale și a consumurilor specifice de energie electrică.

Tot printr-un calcul direct s-au evaluat și consumurile în perspectivă pentru iluminatul public și transportul urban. În cazul acestuia din urmă s-au avut în vedere atît consumurile actuale, cît și dotarea în viitor a parcului ITB cu tramvaie silențioase.

Rezultatele studiului analitic au fost cumulate pentru a obține un nou element de evaluare a convergenței rezultatelor. După compararea datelor obținute prin metodele analitice și sintetice, s-au selectat valorile convergente și, pe baza elementelor de analiză expuse, s-au stabilit valorile de prognoză pentru anul 1990.

Cu datele de bază și valorile consumurilor pînă în anul 1990 s-a efectuat o nouă iterație a evoluției seriilor dinamice în vederea obținerii datelor pentru anul 2000. Sinteza valorilor astfel obținute constituie prognoza lipsită de surprize a consumului de energie electrică în Municipiul București (tabelul 5).

Intervalul de încredere indicat pentru prognoza anului 1990 a fost dat de împrăștierea valorilor consumului obținut prin diferite metode.

Varianta lipsită de surprize este valabilă în cazul realizării principalilor indicatori stabiliți în perspectivă pentru capitală (populația, producția globală industrială etc.) și al conservării condițiilor generale de evoluție a consumatorilor cunoscuți în prezent.

Față de evoluția prezentată se așteaptă modificări ca :

— introducerea încălzitului electric ;
— apariția consumului pentru metrou etc. ;
— influența unor decizii ulterioare cu posibilitate de a afecta evoluția normală (naturală) a consumurilor.

Consumul de energie electrică în Municipiul București — Varianta lipsită de surprize *Tabelul 5*

Felul consumului	Anii				An 1990*) %	Legea de variație**)
	1970	1980	1990	2000		
Consum casnic	100	186	322	515	6,3	$-13{,}19+26{,}64\ X+0{,}0146\ X^{2}$
Iluminat public	100	106	121	151	—	—
Iluminat general și comercial	100	162	231	325	2,5	$60{,}22+0{,}141\ X+0{,}987\ X^{1.6}$
Industrial	100	209	392	662	2,7	$82{,}76+60{,}96\ X+0{,}188\ X^{2.75}$
Transport urban	100	166	194	—	—	—
Consum total	100	195	345	557	2,5	$287{,}57+90{,}91\ X+0{,}248\ X^{2.75}$

*) Creșteri anuale
**) Cifrele de prognoză pot avea mici variații de la valoarea teoretică.

Analiza sporului energiei electrice pentru încălzirea și prepararea apei calde în locuințe

Dezvoltarea Municipiului București sub aspectul creșterii populației și al numărului de locuințe ridică probleme în ceea ce privește asigurarea consumului de căldură pentru încălzirea locuințelor și prepararea apei calde menajere, sub aspectul economicității, al măsurilor stabilite prin Legea 140/1973 cu privire la măsurile de dezvoltare a bazei energetice și folosirea mai judicioasă a combustibililor și energiei, cît și sub aspectul protejării mediului înconjurător.

S-a considerat că prin capacitățile existente în centralele electrice de termoficare (CET) din București și cele prevăzute a se instala pînă la sfîrșitul anului 1975 se vor putea prelua consumurile de căldură cerute de noile construcții de locuințe în perioada 1976—1980.

Au fost studiate mai multe variante privind posibilitățile de asigurare a energiei pentru consumul casnic în perioada 1980—2000, printre care cele de bază au fost;

Varianta 1 — Dezvoltarea maximă a termoficării în Municipiul București. În această variantă s-ar putea prelua prin termoficare maximul posibil (circa 95%) din construcțiile de locuințe în perioada 1980—2000.

Varianta 2 — Termoficare, cu preluarea prin boilere electrice a vîrfului de sarcină urbană; fondul nerestructurabil de locuințe vechi cu sobe (sobe cu combustibil solid) se încălzește prin sobe electrice cu acumulare de căldură.

Varianta 3 — corespunde sistării dezvoltării centralelor termoelectrice (termoficare minimă), preluării prin boilere electrice a vîrfului de sarcină urbană și încălzirii fondului de locuințe noi și a celui de locuințe vechi cu sobe (pe combustibil solid) prin sobe electrice cu acumulare de căldură.

*

Determinarea cosumurilor orare și anuale de căldură pentru încălzirea locuințelor și prepararea apei calde menajere în Municipiul București în perioada 1980—2000 s-a bazat pe planul de perspectivă al evoluției locuințelor și stabilirea evoluției consumurilor specifice, în aceeași perioadă. La stabilirea acestora s-au avut în vedere efectele raționalizării consumurilor și îmbunătățirii izolației termice la noile locuințe.

S-a făcut ipoteza că locuințele prevăzute cu încălzire centrală proprie și cu sobe cu gaze plasate în zonele nerestructurabile ale orașului nu vor fi preluate prin termoficare.

Din analiza datelor obținute rezultă:

În cazul adoptării în Municipiul București a preluării vîrfului termic prin boilere electrice în locul actualelor cazane de apă fierbinte, (CAF), consumul suplimentar de energie electrică la nivelul anilor 1985 și 1990 reprezintă circa 1% din producția de energie electrică pe total R.S.R.

Acest consum se ridică la 1,85% în 1985, respectiv 2,07% în 1990, dacă se preiau eșalonat și locuințele vechi din fondul nerestructurabil în scopul eliminării sobelor cu combustibil solid (varianta 2).

În varianta dezvoltării maxime a utilizării energiei electrice pentru prepararea apei calde și încălzitul locuințelor (varianta 3), consumul suplimentar de energie electrică, raportat de asemenea la producția de energie electrică în R.S.R., reprezintă 3 % în 1985 și 3,6% în 1990.

Înlocuirea CAF cu boilere electrice duce la un spor al consumului de combustibil de circa 10—13% din valorile corespunzătoare fiecărei trepte de orizont. În schimb, sînt puse în disponibilitate cantități importante de hidrocarburi (variind între 170 și 240 mii t c.c. anual).

În cazul în care se plafonează termoficarea la nivelul anului 1980 și se apelează la consum de energie electrică, în varianta maximă (3), în cadrul analizei economice se compară în principal efectul consumului suplimentar de combustibil solid în centrale electrice existente cu cel al reducerii puterii necesare de instalat în centrale electrice de termoficare. Aceasta, deoarece consumul de putere electrică poate fi asigurat în timpul golului de noapte utilizînd instalații de acumulare.

Dincolo de aceste efecte economice, avantajele încălzitului electric sînt unanim recunoscute [4], [5].

Variantele rezultate arată cît de puternic va fi influențat consumul de energie electrică în Municipiul București de decizia privind soluția de încălzire și preparare a apei calde în locuințe.

În cazul adoptării variantei de încălzire electrică (varianta 3), se impun măsuri suplimentare, în special pentru asigurarea aparatajului adecvat, a instalațiilor electrice și a unei rețele de distribuție corespunzătoare.

În cele trei variante de prognoză rezultă pentru anul 1990 consumul de energie electrică al Municipiului București prezentat în tabelul 6.

Consumul casnic de energie electrică în Municipiul București implicat de o evoluție medie (var. 2) ar ajunge la valori apropiate de cele reprezentînd consumul actual mediu în țări ca Suedia, Anglia etc.

Desigur, la optimizarea deciziei va trebui să se țină seama de mulți factori economici și sociali. Nu numai valoarea absolută a consumurilor, ci și o analiză detaliată a posibilităților tehnice, economice, de conjunctură energetică etc. vor contribui la alegerea variantei de evoluție a consumului de energie electrică în Municipiul București.

Important este însă ca factorilor de decizie să li se pună la dispoziție toate variantele semni-

Tabelul 6

Consumul total de energie electrică al Municipiului Bucureşti. Variantele de prognoză în creşteri relative

Varianta	Anii				Ritmuri medii anuale				Obs.
	1970	1980	1990	2000	1972/1967	1980/1972	1990/1980	2000/1990	
1	100	199	359	575	9,7	7,0	6,0	4,8	
2	100	199	482	738	9,7	7,0	9,2	4,4	
3	100	199	572	882	9,7	7,0	11,0	4,5	
Cons. rep.	100	246	463	765	12,1	9,6	6,0	5,1	

ficative cu întreaga gamă de cauze şi consecinţe pentru fiecare variantă în parte. Astfel, soluţia aleasă va putea corespunde întru totul situaţiilor reale, deziderateloor de eficienţă economică şi aport social maxim.

Repartizarea pe teritoriu a consumului prognozat

Orientările de viitor referitoare la dezvoltarea reţelelor din interiorul Municipiului Bucureşti nu pot fi obţinute fără repartizarea întregului consum preliminat, pe zone ale oraşului; pentru satisfacerea acestei cerinţe, avînd în vedere lipsa aproape totală de informaţii verificabile privind repartizarea în profil teritorial a consumului de energie electrică de perspectivă al Municipiului Bucureşti, s-a considerat oportun a se recurge la o metodă de calcul de tip probabilistic, bazată pe simularea Monte Carlo a repartizării sarcinilor individuale ale marilor consumatori. Această metodă a fost prezentată şi anterior în literatură [6].

Modelul astfel adoptat consideră două categorii de consumatori:

— mari consumatori (putere absorbită peste 50 kW) a căror comportare statistică (apariţie, dezvoltare) poate cădea sub incidenţa legii evenimentelor rare;

— mici consumatori (sub 50 kW), a căror comportare statistică poate fi modelată prin legea statistică a numerelor mari.

Zonarea suprafeţei oraşului în porţiuni pentru care se cere prevederea evoluţiei consumului are loc după criterii exterioare modelului. În cazul concret studiat, suprafaţa oraşului a fost împărţită în 26 zone, în concordanţă cu situaţia reţelei existente.

Fiecare zonă este considerată drept un punct de consum cu caracteristicile aferente. Zonarea nefiind grevată de restricţii, zonele pot fi inegale; în cursul modelului se introduc condiţii de aducere a zonelor (punctelor) la echivalenţă.

Pentru fiecare punct astfel determinat, au fost precizate caracteristicile corespunzătoare anului de bază (1975):

— populaţia;

— consumul de energie electrică pe punct, total şi pe structură (defalcat pe mari şi mici consumatori);

— construcţii de locuinţe.

Valorile aferente au fost obţinute fie din planurile pe 1975, fie prin extrapolarea realizărilor 1970—1974.

De asemenea a fost necesară cunoaşterea a cît mai multor informaţii referitoare la evoluţia în perspectivă a nivelului social, economic, demografic al fiecărei zone. Aceste informaţii, obţinute de la forurile competente, au fost incluse în model sub formă numerică.

Pe baza acestor informaţii s-a obţinut prin calcul prognoza populaţiei pe perioada studiată, pentru fiecare punct de consum, precum şi dinamica consumului specific de energie electrică (pe locuitor, pe gospodărie) pentru micii consumatori.

Structurarea datelor de consum conform cerinţelor modelului

Prognoza consumului de energie electrică pentru întregul oraş este cunoscută din calculele prezentate mai sus. Dinamica consumului specific de energie electrică a fost considerată uniformă pentru toate zonele oraşului (conform tabelului 6).

Variantele de consumuri citate mai sus au fost luate în considerare prin defalcări corespunzătoare, astfel încît, în varianta 2, la consumul de energie electrică al variantei 1, se adaugă consumul pentru boilere electrice, iar în varianta 3 apar în mod suplimentar sobe electrice în noile locuinţe. Cum nici amplasarea consumului pentru boilere electrice, nici amplasarea celui pentru sobe electrice nu prezintă caracter aleatoriu, calculele efectuate pe baza modelului descris s-au referit la datele corespunzătoare variantei 1. Pentru celelalte două variante, repartizării teritoriale a consumului primei variante i-au fost adăugate consumurile suplimentare adecvat amplasate.

Din prognoza consumului de energie electrică pe întreg teritoriul, elaborată astfel ca să se poată identifica consumul pe categorii principale de consumatori, s-a separat consumul aferent micilor consumatori de cel aferent marilor consumatori.

Pe baza defalcării existente a consumului total de energie electrică pe principalele categorii de consumatori, a fost luată în considerare următoarea defalcare:

a) în categoria micilor consumatori :
— consumul casnic, integral ;
— consumul pentru iluminat public, integral ;
— consumul micilor consumatori de forță, integral ;
— consumul pentru iluminat general și comercial, o cotă scăzătoare în timp, corespunzînd acelei părți a consumului ce este preluată prin unități de amploare redusă.

Valorile acestei cote sînt prezentate în tabelul 7.

Tabelul 7

Cota din consumul general și comercial preluată prin unități de amploare redusă

Anul	1980	1985	1990	2000
Cotă	0,6	0,55	0,5	0,4

b) în categoria marilor consumatori :
— consumul industrial ;
— consumul pentru transportul urban electrificat ;
— o cotă din consumul pentru iluminat general și comercial, complementară celei de mai sus.

Alocarea pe zone a consumului

Consumul micilor consumatori a fost alocat pe zone proporțional populației stabilite pentru etapele de studiu.

Alocarea pe zone a consumului marilor consumatori ridică probleme mai complexe. Pentru etapă de perspectivă nu este cunoscut nici numărul și nici mărimea acestor consumatori, cu atît mai puțin locul lor de amplasare. Singurele informații disponibile se referă la modul de sistematizare a teritoriului, care prevede concentrarea industriilor importante pe anumite platforme industriale localizate.

În cadrul modelului utilizat, această problemă, a alocării consumului consumatorilor cu puteri absorbite peste 50 kW, a fost soluționată prin mijloace de simulare, după metoda Monte-Carlo.

S-a plecat de la ipoteza că în viitor distribuirea numărului consumatorilor mari după consumul lor va urma aceeași lege statistică ca și în trecut. Această lege de distribuție statistică a fost dedusă cu ajutorul realizărilor perioadei precedente pentru Municipiul București și este prezentată în figura 1.

Printr-un proces Monte-Carlo cu probabilități uniforme pe intervalul de probabilitate $<0\ldots1>$ se simulează consumuri ale marilor consumatori care respectă legea de distribuție de mai sus, pînă la concurența consumului total prevăzut pentru marii consumatori.

Fiecare dintre consumatorii astfel obținuți prin simulare urmează apoi a fi alocat uneia din zonele stabilite. Alocarea are loc prin alt proces Monte-Carlo cu probabilitate constantă în intervalul $<1\ldots k>$ (k este numărul zonelor

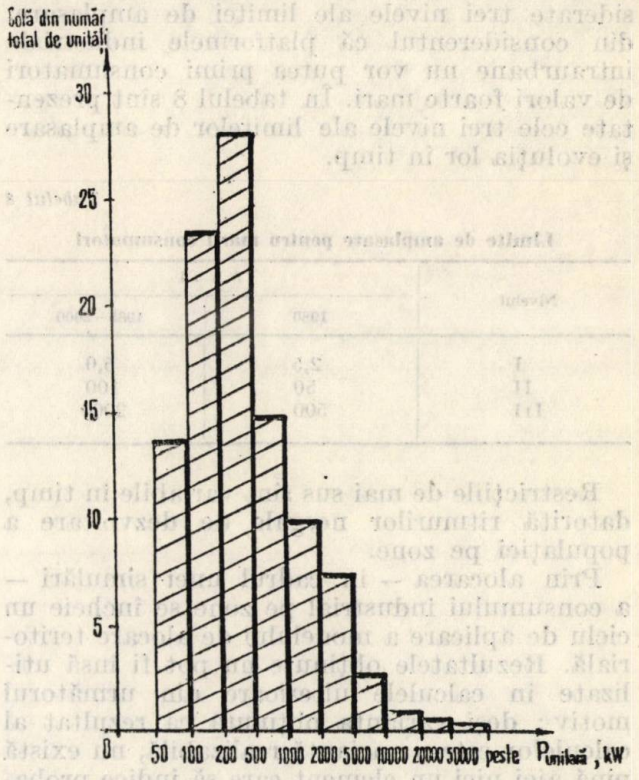


Fig. 1. Repartizarea numărului de mari consumatori din Municipiul București după puterea maximă absorbită.

în care se defalcă întregul teritoriu, în cazul concret $k = 26$). În cursul procesului de alocare se ține seama de restricțiile ce grevează fiecare zonă.

Aceste restricții sînt de trei feluri :

— Restricții impuse pentru aducerea zonelor la echivalență. Acestea sînt concretizate în coeficienți ce țin seama de faptul că zonele diferă între ele ca suprafață și populație ; coeficienții au fost s abiliți prin raportarea valorii aferente fiecărei zone la valoarea medie pe oraș.

— Restricții (condiții) pentru orientarea diferențiată a consumatorilor, în funcție de caracteristicile teritoriului zonelor (zonele cu parcuri, dotările social-culturale sînt evitate, zonele ce conțin platforme industriale sînt preferate etc.). În mod concret, fiecărei zone i s-a atașat un coeficient sub- sau supraunitar, denumit coeficient de preferință, care a luat valori între 0,7—4 pentru cazul defalcării teritoriului urban în 26 zone.

— Restricții privind mărimea individuală a consumatorilor ce pot fi amplasați în fiecare punct. Se consideră că în zonele cu specific de locuit pot fi amplasați numai consumatori de

dimensiuni relativ reduse, corespunzători cinematografelor, teatrelor, spitalelor, marilor magazine, unităţilor industriale de servire a populaţiei etc. În zonele cu platforme industriale se permite alocarea consumatorilor de orice mărime. În cazul concret discutat au fost considerate trei nivele ale limitei de amplasare, din considerentul că platformele industriale intraurbane nu vor putea primi consumatori de valori foarte mari. În tabelul 8 sînt prezentate cele trei nivele ale limitelor de amplasare şi evoluţia lor în timp.

Tabelul 8

Limite de amplasare pentru marii consumatori

Nivelul	Anul	
	1980	1985–2000
I	2,5	5,0
II	50	100
III	500	2000

Restricţiile de mai sus sînt variabile în timp, datorită ritmurilor neegale de dezvoltare a populaţiei pe zone.

Prin alocarea — în cadrul unei simulări — a consumului industrial pe zone se încheie un ciclu de aplicare a modelului de alocare teritorială. Rezultatele obţinute nu pot fi însă utilizate în calculele ulterioare din următorul motiv: deşi varianta obţinută ca rezultat al calculelor este o variantă realizabilă, nu există pînă aici nici un element care să indice probabilitatea de realizare a acestei variante.

Estimarea probabilităţii de realizare a previziunii repartizării teritoriale

Pentru a obţine indicaţii cantitative referitoare la probabilitatea de realizare a diferitelor consumuri pe zone, este necesară repetarea ciclului de simulare a mărimii şi amplasării consumatorilor de mai sus, de mai multe ori. Această repetare permite calcularea unor valori medii de consum de aşteptat în fiecare zonă, ca şi determinarea abaterii medii pătratice respective.

Alegerea numărului de simulări necesare obţinerii unor valori stabile ale consumului pe zone a fost efectuată ţinînd seama atît de elementele prezentate anterior [6], cît şi de rezultatele unei analize efectuate în cadrul lucrării de faţă.

Analiza menţionată a căutat să precizeze modul de variaţie a mediei consumului unei zone, ca funcţie de numărul de simulări efectuate; calculul a fost făcut pentru mai multe zone, pînă la 100 simulări pentru fiecare zonă.

Rezultatele calculului, prezentate exemplificativ în figura 2 pentru cîteva din zonele examinate, arată că este vizibilă o anumită stabilizare a mediei consumului de la a 20–25-a simulare. Ca urmare s-a considerat că numărul de 30 simulări adoptat pentru fiecare caz este satisfăcător. De menţionat că majorarea numărului de simulări, posibilă în condiţiile utilizării calculatorului cifric, nu ar atrage după sine o ameliorare reală a preciziei calculelor, deoarece în partea stabilizată a curbelor din figura 2 se constată o oscilaţie neamortizată, de mică amplitudine, a acestora, care influenţează toate valorile ulterioare, plafonînd precizia calculului.

Pe baza modelului astfel conceput a fost elaborat un algoritm şi un program de calcul în limbaj FORTRAN pentru un calculator cifric de tip IRIS–50.

Efectuarea calculelor prevăzute a condus la obţinerea pentru fiecare zonă a oraşului Bucureşti a speranţei matematice a consumului de energie electrică, împreună cu abaterea standard calculată pe baza dispersiei valorilor simulate.

Ştiind că probabilitatea ca variabila aleatorie x de medie M şi abatere standard S să se afle în intervalul

$$M - \alpha S \leqslant x \leqslant M + \alpha S$$

este funcţie de valoarea α şi cunoscînd mărimile M şi S, se poate evalua, prin alegerea valorii α, intervalul în care se va afla cu probabilitatea dată orice realizare a variabilei aleatorii studiate.

În tabelul 9 sînt prezentate în mod exemplificativ cîteva valori pentru α şi probabilităţile aferente.

Tabelul 9

Probabilităţi ale intervalelor de încredere

α	Probabilitatea
1	0,841
2	0,977
3	0,999

Programul de calcul elaborat pe baza concepţiei prezentate a fost utilizat pentru o suită de calcule pe intervale de cîte cinci şi zece ani, spre a furniza elemente aferente orizonturilor de prognoză 1980, 1985, 1990 şi 2000. Dacă rezultatele calculelor pentru 1980 pot fi considerate ca avînd probabilităţile de realizare indicate mai sus, în măsura realizării valorilor anului de bază, nu aceeaşi este situaţia pentru etapele următoare. Într-adevăr, pentru acestea au fost considerate drept date de bază realizările speranţelor matematice ale etapelor anterioare. În această situaţie, probabilităţile de realizare a intervalelor calculate au semnificaţia de probabilităţi condiţionate.

Avînd în vedere caracterul de strictă specialitate al rezultatelor calculelor pentru cele 26

zone ale orașului București, nu este considerată oportună prezentarea în detalii a acestora în limitele prezentului articol.

În același timp, unele concluzii ce se degajă din aceste date pot prezenta un interes mai larg. Astfel, examinarea rezultatelor obținute pentru repartizarea consumului pe zonele Municipiului București arată că pentru unele zone abaterile-standard sînt relativ reduse (între 1—10% din speranța matematică a consumului), în timp ce în cazul altor zone aceste abateri depășesc 30%, ba chiar în cazuri izo-

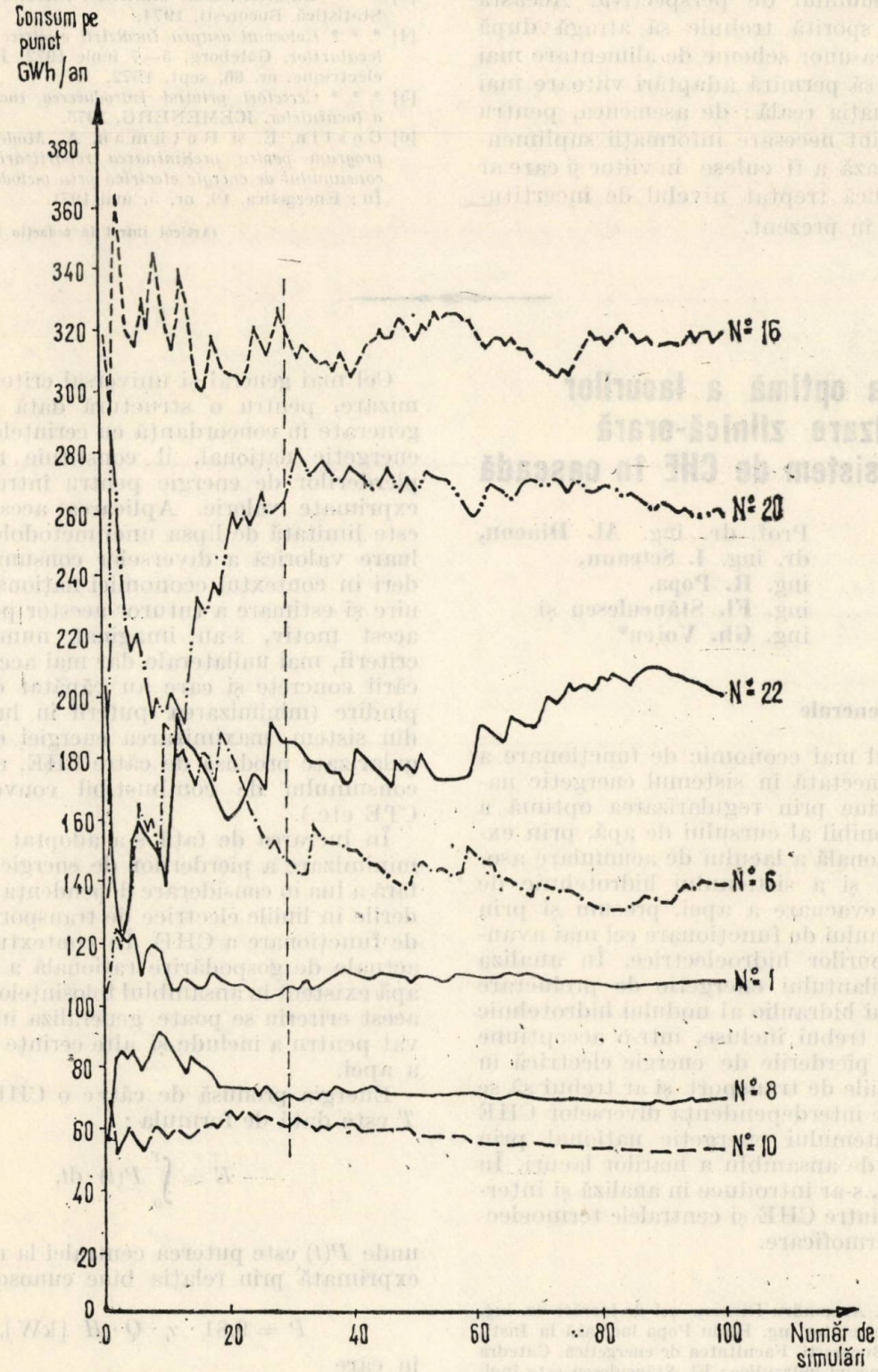


Fig. 2. Oscilația mediei consumului de energie electrică pe zone în funcție de numărul de simulări.

late 60 % din valoarea speranței matematice a consumului. Acest fenomen este pe deplin justificat : zonele cu specific casnic și edilitar prezintă o stabilitate remarcabilă a dinamicii consumului, în timp ce zonele cu profil industrial prezintă un nivel ridicat de incertitudine în privința consumului de perspectivă. Această incertitudine sporită trebuie să atragă după sine elaborarea unor scheme de alimentare mai elastice, care să permită adaptări viitoare mai simple la situația reală ; de asemenea, pentru aceste zone sînt necesare informații suplimentare, ce urmează a fi culese în viitor și care ar putea să reducă treptat nivelul de incertitudine existent în prezent.

Bibliografie

[1] Spirov, M. *Prognoza consumului de energie electrică și a vîrfurilor de sarcină pentru necesități casnice și comunale pînă în 1980.* În : Energhetika (R.P.B.) 21, nr. 1, 1970.

[2] Janson, J. *Indicatorii consumului de energie electrică în gospodăriile casnice ale orașului Stettin.* În : Energetyka (R.P.P.), nr. 2, 1969.

[3] * * * *București. Date statistice.* Direcția Municipală de Statistică. București, 1974.

[4] * * * *Colocviul asupra încălzirii electrice și climatizării localurilor.* Göteborg, 5—7 iunie 1972. În : L'économie électrique, nr. 66, sept. 1972.

[5] * * * *Cercetări privind introducerea încălzirii electrice a locuințelor.* ICEMENERG, 1973.

[6] Costin, E. și Rothman, A. *Model matematic și program pentru preliminarea repartizării teritoriale a consumului de energie electrică prin metoda Monte Carlo.* În : Energetica, 19, nr. 5, mai 1971.

(Articol intrat în redacție la 18 iunie 1975)

Exploatarea optimă a lacurilor cu regularizare zilnică-orară pentru un sistem de CHE în cascadă

Prof. dr. ing. **Al. Diacon**,
dr. ing. **I. Seteanu**,
ing. **R. Popa**,
ing. **Fl. Stănculescu** și
ing. **Gh. Voicu***

Considerații generale

Regimul cel mai economic de funcționare a unei CHE conectată în sistemul energetic național se obține prin regularizarea optimă a stocului disponibil al cursului de apă, prin exploatarea rațională a lacului de acumulare asociat centralei și a sistemului hidrotehnic de aducțiune și evacuare a apei, precum și prin alegerea regimului de funcționare cel mai avantajos al grupurilor hidroelectrice. În analiza optimizării bilanțului energetic de prelucrare a potențialului hidraulic al nodului hidrotehnic considerat ar trebui incluse, într-o accepțiune mai largă, și pierderile de energie electrică în CHE și pe liniile de transport și ar trebui să se țină seamă de interdependența diverselor CHE în cadrul sistemului energetic național prin regularizarea de ansamblu a marilor lacuri. În cele din urmă, s-ar introduce în analiză și interdependența dintre CHE și centralele termoelectrice și de termoficare.

Cel mai general și universal criteriu de optimizare, pentru o structură dată a puterilor generate în concordanță cu cerințele sistemului energetic național, îl constituie minimizarea pierderilor de energie pentru întregul sistem, exprimate valoric. Aplicarea acestui criteriu este limitată de lipsa unei metodologii de evaluare valorică a diverselor consumuri și pierderi în contextul economiei naționale, de definire și estimare a tuturor acestor pierderi. Din acest motiv, s-au imaginat numeroase alte criterii, mai unilaterale dar mai accesibile aplicării concrete și care au căpătat o largă răspîndire (minimizarea puterii în lucru a CTE din sistem, maximizarea energiei electrice regularizate produsă de către CHE, minimizarea consumului de combustibil convențional în CTE etc.).

În lucrarea de față s-a adoptat criteriul de minimizare a pierderilor de energie hidraulică, fără a lua în considerare dependența dintre pierderile în liniile electrice de transport și regimul de funcționare a CHE. În contextul cerințelor actuale de gospodărire rațională a stocului de apă existent în ansamblul folosințelor complexe, acest criteriu se poate generaliza în mod adecvat pentru a include și alte cerințe de utilizare a apei.

Energia produsă de către o CHE în timpul T este dată de formula :

$$E = \int_0^T P(t) \cdot \mathrm{d}t, \qquad (1)$$

unde $P(t)$ este puterea centralei la momentul t, exprimată prin relația bine cunoscută :

$$P = 9{,}81 \cdot \eta \cdot Q \cdot H \ [\mathrm{kW}], \qquad (2)$$

în care

η este randamentul de funcționare a CHE ;

* Prof. dr. ing. Alexandru Diacon, șef de lucrări dr. ing. Ion Seteanu și cercetător ing. Radu Popa lucrează la Institutul politehnic București, Facultatea de energetică, Catedra de hidraulică și mașini hidraulice ; Fl. Stănculescu este inginer la CIEET ; Gh. Voicu este inginer la ICEMENERG.

H — diferența de cădere pe sectorul amenajat;

Q — debitul folosit pentru producerea energiei (turbinat), ținînd seamă de pierderi, consumul pentru alte folosințe, precum și de regularizarea cu ajutorul lacurilor de acumulare.

Randamentul global η depinde de caracteristicile construcției hidrotehnice considerate (schema de amenajare), de tipul și performanțele grupurilor electrogene (turbine, generatoare și transformatoare), precum și de regimul de exploatare a amenajării. Randamentul este dat de formula:

$$\eta = \eta_h \cdot \eta_t \cdot \eta_g \cdot \eta_{tr}, \qquad (3)$$

în care

η_h este randamentul hidraulic al amenajării;

η_t — randamentul turbinelor;

η_g — randamentul generatoarelor;

η_{tr} — randamentul transformatoarelor ridicătoare ale centralei.

Maximizarea energiei hidroelectrice regularizate corespunde unui randament maximal. Întrucît randamentul unui agregat este maxim pentru o putere optimă de funcționare mai mică decît **puterea** instalată, diferența **dintre** cele două puteri se poate considera o putere de rezervă turnantă aflată la dispoziția serviciului dispecer pentru situații neprevăzute și se va prefera încărcarea centralei la punctul de funcționare optim. Deoarece randamentul turbinei este mai sensibil la variația debitului decît la oscilațiile căderii (în limitele normale de variație a nivelelor în lac și în bieful aval), rezultă că, dacă debitul de funcționare optimă este determinat (în funcție de stocul de apă disponibil și de căderea medie), optimizarea exploatării CHE se reduce la maximizarea randamentului hidraulic în condițiile unei funcționări corecte în cadrul graficului de sarcină și a evitării deversărilor.

Randamentul hidraulic se exprimă prin relația

$$\eta_h = H_n / H \ [\%] \qquad (4)$$

dacă notăm prin H_n căderea netă (diferența dintre energia unității de greutate a apei la intrarea în turbine și la ieșire, imediat în aval de aspirator la turbinele cu reacțiune). Această cădere netă se obține după separarea din căderea totală H a pierderilor de sarcină liniare și locale în priza de apă, aducțiune etc.:

$$H_n = H - \Sigma h_r \qquad (5)$$

iar randamentul hidraulic este dat de formula:

$$\eta_h = 1 - \Sigma h_r / H. \qquad (6)$$

Randamentul hidraulic va fi cu atît mai mare cu cît căderea brută H va fi mai mare pentru un debit turbinat dat, adică o funcționare corectă se poate realiza printr-o gospodărire rațională a lacului de acumulare aferent unei CHE, astfel încît, în timpul funcționării acesteia, nivelul în lac să fie cît mai ridicat în medie și variațiile sale să fie cît mai mici.

În lucrarea de față se analizează exploatarea optimă a unui sistem de centrale în cascadă în aval de o CHE cu acumulare importantă, cu grafic de exploatare cunoscut, din punctul de vedere al gospodăririi raționale a lacurilor-tampon aferente centralelor și presupunînd debitele de funcționare optimă ale fiecărei CHE determinate. Într-un studiu ulterior se vor analiza procedeele de determinare a acestor debite și optimizarea totală a ansamblului de hidroagregate și centrale împreună cu instalațiile hidraulice anexe.

Planul de exploatare al CHE în cascadă

Atunci cînd o CHE care dispune de o acumulare importantă este amenajată în zona superioară a unui bazin hidrografic, planul de exploatare a centralelor din aval trebuie să asigure o funcționare rațională a acestora în cadrul graficului global de sarcină, să nu conducă la deversări decît în situații excepționale (viituri pe subbazinul hidrografic asociat, avarii etc.) și să regularizeze debitele care provin din diferența de bazin. Graficul de funcționare al CHE cu acumulare importantă este reprezentat schematic în figura 1; forma de trapez a acestuia este legată de faptul că centrala nu ajunge instantaneu la puterea de lucru. Acest efect este mai redus la CHE din aval, care au puteri mai reduse, și se va neglija în continuare.

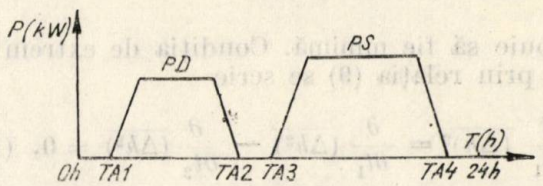


Fig. 1

Vom presupune că centralele sistemului în cascadă au biefurile conjugate, fiind prevăzute cu canale de aducțiune cu autoreglaj. În acest caz se poate neglija, în cadrul efectuării bilanțului stocului de apă, viteza finită de deplasare a undelor de suprafață care apar la modificarea regimului de încărcare a centralelor. Pentru o suprafață liberă în lac practic orizontală, bilanțul volumelor de lichid în lac este:

$$dV = Q \cdot dt - q \cdot dt = S(h) \cdot dh, \qquad (7)$$

unde Q şi q sînt debitele afluent şi efluent, h este cota suprafeţei libere, iar $S(h)$ este aria suprafeţei libere a lacului, egală aproximativ cu S_0 la nivelul retenţiei normale.

Variaţia medie de nivel în lac în jurul valorii medii trebuie să fie cît mai mică posibil. O condiţie riguroasă de realizare a acestui deziderat este ca abaterea medie pătratică a nivelului instantaneu faţă de nivelul mediu h_0 să fie minimă. Pentru un grafic simetric al debitului afluent, această condiţie impune o dispunere simetrică a graficului debitului efluent faţă de primul. Dacă ambele grafice sînt dreptunghiulare (fig. 2), prin integrarea formulei (7) se obţine :

$$\begin{aligned} h_B - h_0 &= -(q/S_0) \cdot t_1 \\ h_C - h_B &= (Q - q) \cdot a/S_0 \\ h_D - h_C &= -(q/S_0) \cdot t_2 \end{aligned} \tag{8}$$

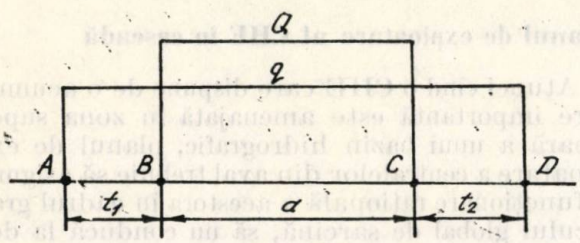


Fig. 2

Condiţia $h_D = h_0$ este echivalentă cu

$$t_1 + t_2 + a = (Q/q) \cdot a, \tag{9}$$

iar abaterea medie pătratică $\sqrt{(\Delta h)^2}$ dată de formula

$$\overline{(\Delta h)^2} = \frac{1}{t_1 + t_2 + a} \int_0^{t_1+t_2+a} (h - h_0)^2 \cdot \mathrm{d}t \tag{10}$$

trebuie să fie minimă. Condiţia de extrem legat prin relaţia (9) se scrie

$$\frac{d}{\mathrm{d}t_1} \overline{(\Delta h)^2} = \frac{\partial}{\partial t_1} \overline{(\Delta h^2)} - \frac{\partial}{\partial t_2} \overline{(\Delta h^2)} = 0, \tag{11}$$

iar calculele dau următoarele rezultate :

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t_1} \overline{(\Delta h)^2} &= q^2 t_1^2/S_0^2 - 2q\,[-qat_1/S_0 + a^2\,(Q - \\ &- q)/(2S_0)]/S_0 - 2q - qt_1t_2/S_0 + a\,(Q - \\ &- q)\,t_2/S_0 - qt_2^2/(2S_0)/S_0 \end{aligned} \tag{12}$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t_2} \overline{(\Delta h)^2} &= q^2 t_1^2/S_0^2 - 2qat_1\,(Q - q)/S_0^2 + (Q - \\ &- q)^2 a^2/S_0^2 + q^2 t_2^2/S_0^2 + 2q^2 t_1 t_2/S_0^2 - 2qat_2\,(Q - \\ &- q)/S_0^2. \end{aligned} \tag{13}$$

Din condiţia (11) se obţine relaţia

$$t_1 = a\,(Q - q)/(2q) \tag{14}$$

Comparînd cu formula (9), deducem că

$$t_1 = t_2, \tag{15}$$

din care decurge dispunerea simetrică a graficului efluent faţă de cel afluent. În cazul general, demonstraţia este mai complicată, dar conţinutul ei se poate reprezenta intuitiv în formă grafică. În figura 3 s-au reprezentat graficele debitelor afluent Q şi efluent q şi stocurile V afluent şi efluent (curba integrală a debitelor). Condiţia de abatere minimă faţă de valoarea medie este echivalentă cu

$$(\Delta h)_B = (\Delta h)_C. \tag{16}$$

Pentru aceasta este necesar ca punctele B_1 şi C_1 să fie egal depărtate de dreapta MN_1. Întrucît dreptele (D_1) şi (D_2) sînt cunoscute, dreapta MN_1 se trasează la jumătatea distanţei între ele şi, prin aceasta, se determină momentul de timp M la care începe încărcarea centralei. Deoarece stocurile afluent şi efluent sînt egale, dreapta D_1N_1 este paralelă cu axa t. O analiză similară se efectuează şi în cazul în

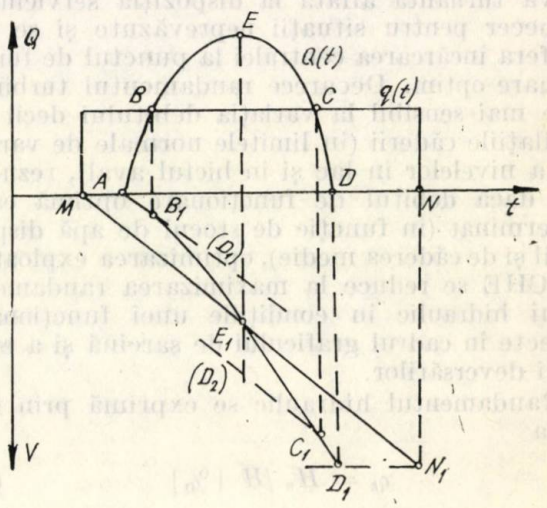


Fig. 3

care $max\ Q(t) < q(t)$, iar reprezentarea grafică este indicată în figura 4.

Este evident că dacă graficul afluent este simetric, graficul efluent trebuie să fie dispus simetric faţă de acesta.

Aceste condiţii de funcţionare maximizează randamentul hidraulic şi trebuie să fie respectate atîta timp cît nu este pericol de deversare. Dacă stocul afluent este excesiv de mare (în special datorită contribuţiei de pe diferenţa de

bazin), condiția de nedeversare poate să impună abateri de la această regulă, după cum se va arăta în continuare.

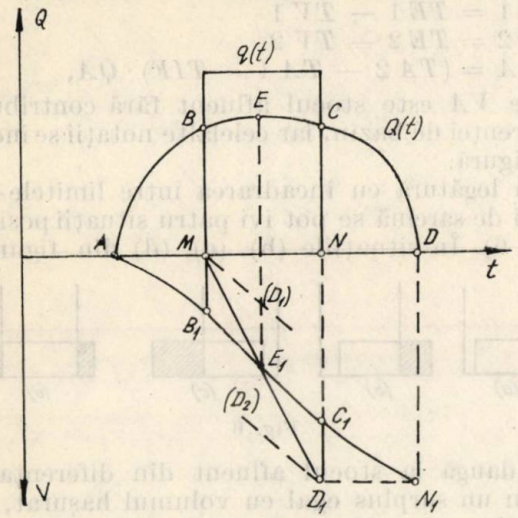


Fig. 4

Gospodărirea rațională a unui lac de acumulare cu regularizare zilnică-orară

Pentru a putea obține condițiile raționale de exploatare optimă, vom observa că, întrucît CHE cu acumulare importantă are un plan de exploatare elaborat de către serviciul dispecer al sistemului energetic național în concordanță cu graficul de sarcină global, cea mai avantajoasă schemă de funcționare a centralelor din aval ar fi similară cu a CHE cu lac de acumulare mare, dar există unele restricții care împiedică adoptarea acestui program de exploatare :

a) puterile centralelor din aval sînt, în general, mai mici și pot să nu fie total disponibile datorită situațiilor de avarie, revizii, reparații capitale etc. ;

b) debitul turbinat în centralele din aval este dependent și de debitul afluent provenit din diferența de bazin, precum și de diversele debite livrate în scopuri neenergetice.

Dacă nu luăm în considerare, pentru moment, influența debitului afluent provenit din diferența de bazin, cea mai rațională funcționare trebuie să respecte condiția de dispunere simetrică a graficului debitului efluent, după cum am arătat mai sus, cu condiția ca, în cazul în care frontierele vîrfurilor de dimineață și seară ale graficului global de sarcină sînt depășite, surplusurile de stoc afluent să fie stocate în lacul-tampon și să fie utilizate pentru satisfacerea cît mai completă a vîrfului de seară și apoi a vîrfului de dimineață, apoi a zonei dintre vîrfuri (funcționare de zi), respectiv în afara acestora, și în cele din urmă să fie deversate, dacă chiar turbinarea la debitul instalat nu asigură consumul integral al stocului afluent. Această ordine de preferințe rezultă din mărimea cererii de energie din partea sistemului, indicată de către graficul de sarcină global.

Dacă debitul afluent de pe diferența de bazin este nenul, stocul rezultat este alocat în aceeași ordine de preferințe de mai sus. Pe lîngă aceste restricții și preferințe este necesar să se adopte un mod rațional de funcționare a grupurilor, cu cît mai puține porniri, opriri sau modificări ale încărcării; pentru aceasta s-a introdus un timp minim admisibil între două manevre, care poate varia între circa 0,5 și 2 h.

După ce se realizează atribuirea stocului afluent urmînd schema indicată pe scurt mai sus, obținîndu-se graficul debitului efluent $q(t)$, se determină cu ajutorul formulei :

$$\Delta h = \frac{1}{S_0} \int_0^t [Q(t) - q(t)]\, dt \qquad (17)$$

variația nivelului în lac și se calculează denivelarea maximă $(\Delta h)_{max}$ față de un nivel de referință ales arbitrar. Randamentul hidraulic este optim cînd nivelul maxim care se realizează în lac este egal cu nivelul maxim admisibil. De aici se deduce nivelul optim în lac la începutul zilei :

$$h_{opt} = h_{max} - (\Delta h)_{max}. \qquad (18)$$

Acest nivel h_{opt} depinde în mod necesar de $(\Delta h)_{max}$, care este dependent, la rîndul său, de încărcarea concretă a centralei în ziua respectivă. h_{opt} variază de la o zi la alta și poate să nu coincidă cu nivelul h_0 de la începutul zilei. Dacă $h_0 > h_{opt}$, s-ar produce deversări, iar dacă $h_0 < h_{opt}$, randamentul hidraulic este scăzut în mod nejustificat. Dacă $h_0 = h_{opt}$, timpul de pornire $t = t_{opt}$ și cota în lac la un moment dat se scrie :

$$h = \int_0^t \frac{Q(t)}{S_0}\, dt - \int_{t_{opt}}^t \frac{q(t)}{S_0}\, dt + h_{opt}. \qquad (19)$$

Dacă $h_0 = h_{opt} - \Delta h$ (unde Δh poate fi pozitiv sau negativ), timpul de pornire trebuie să difere de t_{opt}. Pentru $t_p = t_{opt} + \Delta t$, se obține :

$$h = \int_0^t \frac{Q(t)}{S_0}\, dt - \int_{t_{opt}}^t \frac{q(t)}{S_0}\, dt + h_0 \qquad (20)$$

și pentru a avea aceeași lege de variație a nivelului în lac este necesar ca

$$\Delta h = \int_{t_{opt}}^{t_{opt}+\Delta t} \frac{q(t)}{S_0} \cdot dt. \qquad (21)$$

Dacă notăm cu Q_0 debitul efluent al centralei din aval în momentul pornirii, întrucît $q(t) =$

$= Q_0$, din formula (21) putem calcula retardarea de corecție a momentului de pornire

$$\Delta t = S_0 \cdot (\Delta h)/Q_0, \qquad (22)$$

care poate fi pozitivă sau negativă (pornire anticipată), după cum (Δh) este pozitiv sau negativ.

Schema de calcul

S-a elaborat un program în limbajul de programare FORTRAN IV, care a fost rulat la un calculator tip FELIX C—256. Timpul de rulare este foarte scurt (circa 3 minute), datorită absenței oricărui proces iterativ de aproximații succesive în structura programului.

Programul principal conține un ciclu general *DO*, care introduce pe rînd centralele cu lac de acumulare asociat (centralele din cascadă care nu au lac-tampon aferent nu sînt analizate în această etapă de studiu). În acest mod, analiza se reduce la situația unei centrale amonte tip și a unei centrale aval tip, parametrii centralei din aval devenind în ciclul următor parametrii centralei din amonte. Procesele de atribuire în cadrul vîrfurilor și între vîrfuri sînt concentrate în două subrutine (VÎRF și INTER) iar determinarea variației nivelului în lac se realizează în cadrul programului principal.

O formă simplificată a organigramei de calcul este indicată mai jos :

```
READ : DATELE
1 DATE INTRARE CENTRALA AMONTE
  CALCUL STOCURI AFLUENTE DE VÎRF
  ALOCAREA STOCULUI DIN DIFERENȚA DE BAZIN
  CALL VÎRF (seara)
  CALL VÎRF (dimineața)
  CALL INTER
  CALCULUL DENIVELĂRII ÎN LAC
  DATE IEȘIRE CENTRALA AVAL
  AFIȘAREA REZULTATELOR
  GO TO 1
  STOP
  END
  SUBRUTINELE VÎRF ȘI INTER
  DATELE
```

a) *Descrierea subrutinei VÎRF.* Se determină graficul debitului efluent pentru un anumit vîrf (mai întîi pentru vîrful de seară) din condiția de dispunere simetrică (fig. 5) și se obține :

$$TE1 = (TA1 + TA2)/2 - VA/(2.QE)$$
$$TE2 = (TA1 + TA2)/2 + V/(2.QE)$$
$$T1 = TE1 - TV1$$
$$T2 = TE2 - TV2$$
$$VA = (TA2 - TA1 - TIF) \cdot QA,$$

unde VA este stocul afluent fără contribuția diferenței de bazin, iar celelalte notații se indică în figură.

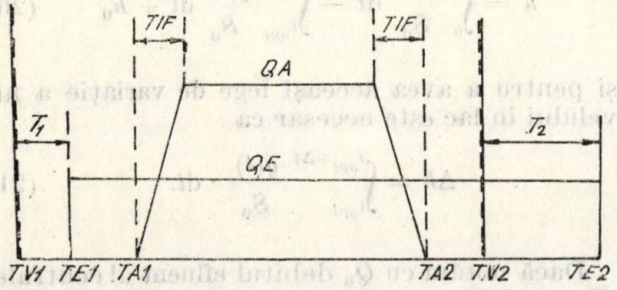


Fig. 5

În legătură cu încadrarea între limitele vîrfului de sarcină se pot ivi patru situații posibile (fig. 6). În situațiile (b), (c), (d) din figura 6

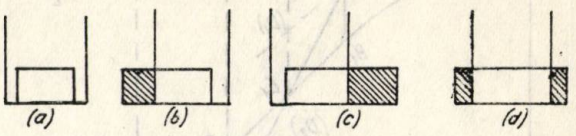


Fig. 6

se adaugă la stocul afluent din diferența de bazin un surplus egal cu volumul haşurat, obținîndu-se stocul total rămas disponibil, VS. Volumul VS se alocă apoi simetric, prin mici creșteri finite succesive, mai întîi simetric și apoi nesimetric, în cadrul limitelor vîrfului de sarcină. Acest proces de alocare se realizează într-un ciclu *DO* cu restricții, iar aceeași subrutină este folosită și pentru cazul vîrfului de dimineață.

b) *Descrierea subrutinei INTER.* Este apelată în situația în care, după ce ambele zone de vîrf sînt completate, mai există încă stoc afluent disponibil. Această subrutină se folosește diferențiat, după cum debitul maxim efluent de seară este mai mare sau mai mic decît cel de dimineață. În loc de a se prevedea două subrutine diferite, în cazul în care debitul de dimineață este cel maxim, s-a efectuat o chemare prin oglindire inversînd axa timpului.

Prima etapă a procesului de alocare prin creșteri mici succesive se referă la intervalul dintre vîrfuri, de partea debitului mai mare (pentru a obține intervale de timp cît mai mici), pînă în punctul A (fig. 7), unde se face o testare dacă stocul VS încă disponibil este suficient pentru a completa volumul haşurat (*DO* 10). În caz afirmativ, procesul continuă pînă în B (*DO* 15), unde se face o nouă testare. În caz afirmativ se completează volumul haşurat. În ambele situații negative, stocul afluent VS încă disponibil se alocă de ambele părți — în funcționarea de noapte — proporțional cu debitul efluent respectiv. Aceste restricții urmăresc ca intervalul de timp Δt între două manevre succesive să fie mai mare decît o valoare TAD admisibilă.

c) În programul principal se determină vectorul debit efluent $QE(I)$ pentru o alocare a stocului conform schemei de mai sus și se determină debitul Q_0 în momentul intrării centralei în sarcină la începutul zilei pentru a cal-

cula diferența Δt dată de formula (22). Se integrează apoi prin metoda trapezelor ecuația diferențială

$$dh/dt = [Q(t) - q(t)]/S_0 \qquad (23)$$

și se obține creșterea totală $(\Delta h)_{max}$ a nivelului în lac. În cele din urmă se estimează Δt din formula (22) și se afișează rezultatele. Apoi schema de calcul se reia în cadrul ciclului *DO* general.

S-a verificat programul de calcul pentru optimizarea exploatării CHE de pe cascada Bistrița situate în aval de CHE „V. I. Lenin"-Bicaz. Dintre cele 12 centrale, șapte au lacuri-tampon cu regularizare zilnică-orară. S-au introdus în program nivelele maxime admisibile $HMX = 370{,}6$; 350,8; 325,5; 211,0; 195,0; 170,7; 162,5 mdM, iar limitele vîrfului de dimineață sînt $TVD1 = 6$ h, $TVD2 = 12$ h, respectiv pentru vîrful de seară $TVS1 = 17$ h, $TVS2 = 22$ h.

Se presupune că centrala hidroelectrică „V. I. Lenin"-Bicaz funcționează cu debitul de dimineață $QDB = 100$ m³/s între orele 7,30—10,0 și cu debitul $QSB = 105$ m³/s între orele 18,0—20,30.

Pentru centralele din aval s-au introdus suprafețele în lacuri S_0 la NRN, debitele de lucru și nivelele inițiale din tabelul 1.

Tabelul 1

Centrala	S_0 (ha)	$Q_{dim.}$ (m³/s)	Q_{seara} (m³/s)	$H_{initial}$
Pîngărați	155	90	170	369,6
Vaduri	90	100	90	349,8
Bîtca Doamnei	250	80	80	324,5
Racova	270	70	80	210,0
Gîrleni	235	70	80	194,0
Bacău I	261	100	140	177,7
Bacău II	185	90	130	161,5

Aceste debite s-au ales astfel încît să se poată testa funcționarea programului în situații cît mai diverse. În urma rulării s-au obținut rezultatele din tabelul 2 (fig. 7).

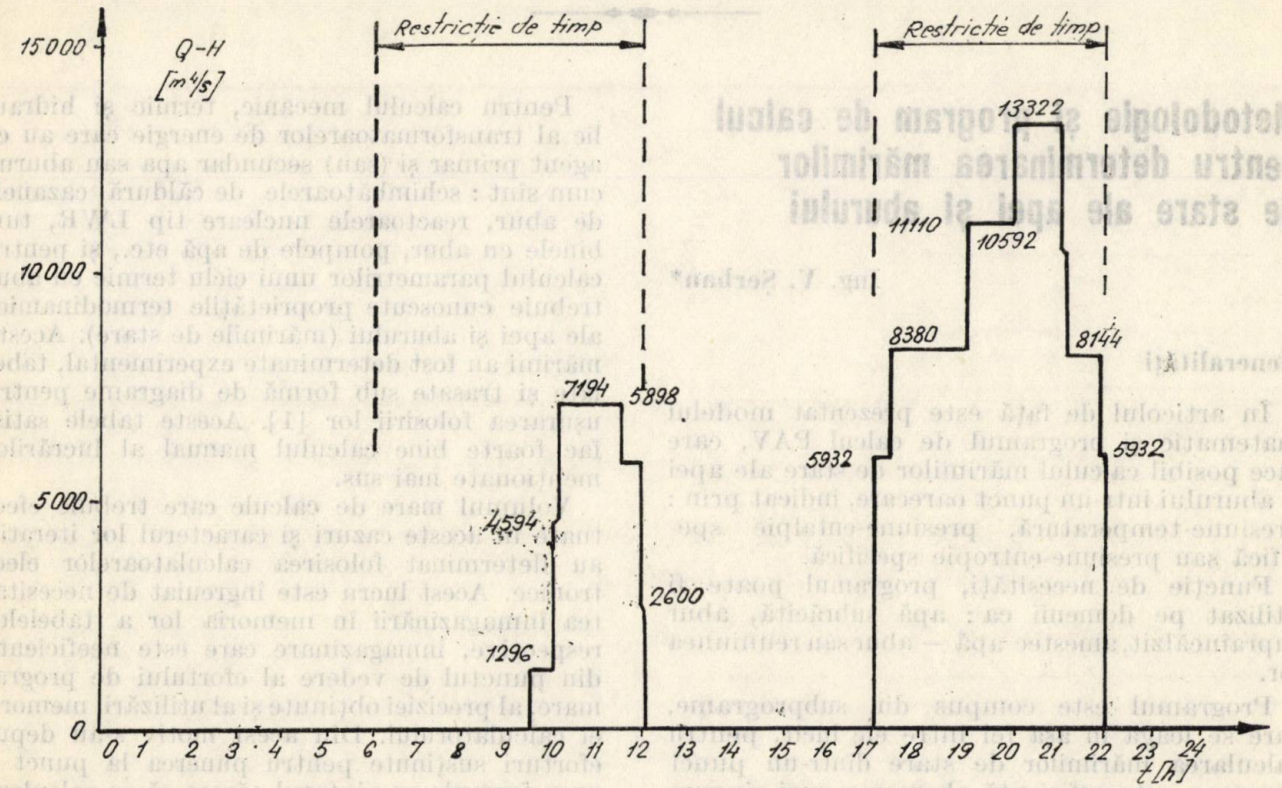


Fig. 7

Centrala	Dimineața				Seara				$(\Delta h)_{max}$ (m)
	Pornire		Oprire		Pornire		Oprire		
Pîngărați	h 9	min 28	h 11	min 28	h 17	min 20	h 21	min 10	0,53
Vaduri	10	4	12	4	17	0	22	0	0,30
Bîtca Doamnei	10	0	12	0	17	0	22	0	0,12
Racova	10	0	12	0	17	0	22	0	0,08
Gîrleni	10	0	12	0	17	0	22	0	0,05
Bacău I	—	—	—	—	19	56	21	56	0,10
Bacău II	—	—	—	—	19	0	21	0	0,11

Concluzii

După părerea autorilor, schema propusă nu are nici un echivalent în literatura de specialitate. Algoritmul de calcul prezentat în lucrare satisface diferenţiat un ansamblu de cerinţe contradictorii, considerate izolat şi unilateral în diferite publicaţii anterioare. Unii autori maximizează energia de vîrf produsă [2], făcînd abstracţie de pierderile rezultate prin oscilaţiile exagerate ale nivelului în lac, iar alţii [3] impun cote maxime în lac cu un minim de deversări, fără a lua în considerare necesităţile de funcţionare preferenţială în perioadele de vîrf de sarcină.

Folosirea schemei propuse în lucrare este direct dependentă de existenţa unui sistem informaţional bine organizat, de posibilitatea de a cunoaşte datele de intrare cît mai exact şi cu rapiditate (debitele afluente provenind din diferenţele de bazin, nivelele iniţiale în lacuri etc.), precum şi de capacitatea de a folosi rapid şi eficient rezultatele obţinute în urma rulării programului. În particular, aceasta presupune instalarea unor posturi hidrometrice pe afluenţii mai importanţi şi existenţa unui calculator de sistem afectat cascadei de CHE. În acest fel, informaţia va putea fi culeasă, prelucrată şi transmisă în timp util (cu circa 0,5 ore înainte de orele 24).

Bibliografie

[1] Obrezkov, V. I. *Aplicarea tehnicii de calcul în calcule hidroenergetice.* Gosenergoizdat, Moscova, 1963 (l. rusă).

[2] Kopshoff, H. şi Schorr, H. *Calculul planului optim de exploatare a unei cascade de acumulări cu regularizare zilnică.* În: ÖZE, martie 1968 (l. germană).

[3] Müsch, I., Ocampo, K. şi Zubillaga, H. *Coordonarea capacităţilor hidraulice şi tehnice într-un sistem electroenergetic.* Conferinţa Mondială a Energiei, Bucureşti 1971 (l. engleză).

(Articol intrat în redacţie la 15 aprilie 1975)

Metodologie şi program de calcul pentru determinarea mărimilor de stare ale apei şi aburului

Ing. V. Şerban*

Generalităţi

În articolul de faţă este prezentat modelul matematic şi programul de calcul PAV, care face posibil calculul mărimilor de stare ale apei şi aburului într-un punct oarecare, indicat prin : presiune-temperatură, presiune-entalpie specifică sau presiune-entropie specifică.

Funcţie de necesităţi, programul poate fi utilizat pe domenii ca : apă subrăcită, abur supraîncălzit, amestec apă — abur sau reuniunea lor.

Programul este compus din subprograme, care se leagă în aşa fel între ele încît, pentru calcularea mărimilor de stare dintr-un punct oarecare, este suficientă chemarea unei singure subrutine.

Programul este scris în FORTRAN IV şi a fost utilizat la : calculul de optimizare a unui circuit termic; calculul de depresurizare a circuitului primar al unui reactor nuclear în cazul accidentului de bază de proiect; alegerea amplasamentului optim al unei centrale nucleroelectrice etc.

* V. Şerban este inginer la ISPE, Secţia proiectări centrale şi instalaţii nucleare.

Pentru calculul mecanic, termic şi hidraulic al transformatoarelor de energie care au ca agent primar şi (sau) secundar apa sau aburul, cum sînt : schimbătoarele de căldură, cazanele de abur, reactoarele nucleare tip LWR, turbinele cu abur, pompele de apă etc., şi pentru calculul parametrilor unui ciclu termic cu abur trebuie cunoscute proprietăţile termodinamice ale apei şi aburului (mărimile de stare). Aceste mărimi au fost determinate experimental, tabelate şi trasate sub formă de diagrame pentru uşurarea folosirii lor [1]. Aceste tabele satisfac foarte bine calculul manual al lucrărilor menţionate mai sus.

Volumul mare de calcule care trebuie efectuate în aceste cazuri şi caracterul lor iterativ au determinat folosirea calculatoarelor electronice. Acest lucru este îngreuiat de necesitatea înmagazinării în memoria lor a tabelelor respective, înmagazinare care este neeficientă din punctul de vedere al efortului de programare, al preciziei obţinute şi al utilizării memoriei calculatorului. Din acest motiv s-au depus eforturi susţinute pentru punerea la punct a unor formule cu ajutorul cărora să se calculeze mărimile dorite.

În 1967, IFC (Comitetul internaţional de formule al celei de-a VI-a Conferinţe internaţionale asupra proprietăţilor vaporilor de apă) a publicat o serie de formule pentru determinarea acestor mărimi. Aceste formule au stat la baza întocmirii lucrării de faţă.

Formularea matematică a problemei

În cele ce urmează se dă o descriere sumară a proprietăţilor termodinamice ale apei şi abu-

rului şi formulele utilizate pentru calculul mărimilor de stare.

Diferitele proprietăţi termodinamice nu sînt independente unele faţă de altele. Dacă se aleg ca variabile independente presiunea (p) şi temperatura (t), se pot obţine expresiile pentru calculul volumului specific (v), entalpiei specifice (h), entropiei specifice (s) şi al altor proprietăţi termodinamice, prin diferenţierea parţială a funcţiei canonice $g = g(p, t)$, numită entalpie specifică liberă sau funcţie Gibbs. Luînd v şi t ca variabile independente, se pot obţine expresiile pentru p, h, s etc., prin diferenţierea parţială a funcţiei canonice $f = f(v, t)$, numită energie specifică liberă sau funcţia Helmholtz.

Formularea care descrie proprietăţile termodinamice ale apei şi aburului cuprinde domeniul:

$$0 \text{ bari} \leqslant p \leqslant 1000 \text{ bari}$$

$$0°C \leqslant t \leqslant 800°C$$

Domeniul în ansamblu este divizat în şase zone (de la 1 la 6), cum este reprezentat în diagrama T-s (fig. 1).

Dimensiunile mărimilor fizice utilizate în cele două sisteme sînt date în tabelul 2.

Tabelul 2

	Sistemul Internaţional	*Sistemul Tehnic*
1. f, g, h	kJ/kg	kcal/kg
2. v	m^3/kg	m^3/kg
3. p	bar	at
4. t	°C	°C
5. T	°K	°K
6. $s.R.C_v$, C_p	kJ/kg.grd	kcal/kg.grd

Relaţiile termodinamice şi mărimile reduse

Dintre relaţiile termodinamice cunoscute, amintim următoarele:

$$s = -(\partial g/\partial T)p = -(\partial f/\partial T)v$$

$$v = (\partial g/\partial p)T$$

$$p = -(\partial f/\partial v)T$$

$$h = g + T;\ s = f + pv + T,$$

ete.

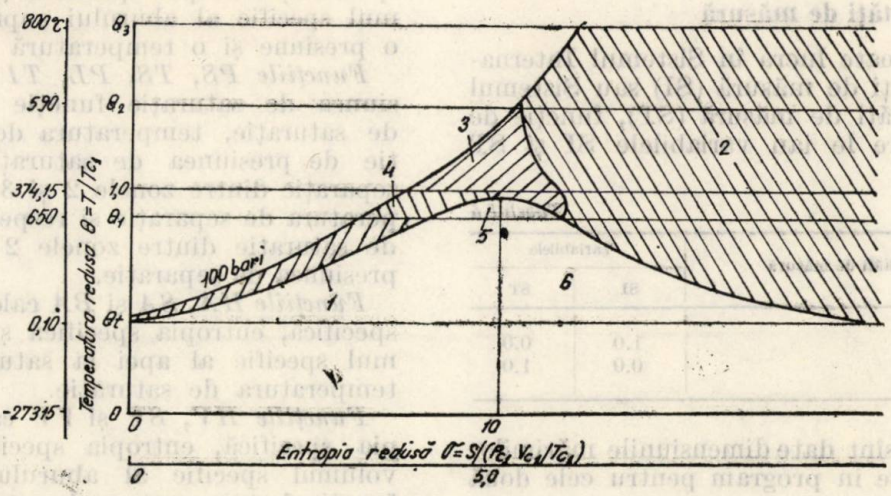


Fig. 1

Mărimi fizice, denumiri şi unităţi de măsură

Mărimile fizice utilizate sînt următoarele:

Tabelul 1

1. Energia specifică liberă	f
2. Entalpia specifică liberă	g
3. Entalpia specifică	h
4. Entropia specifică	s
5. Volumul specific	v
6. Presiunea	p
7. Temperatura	t
8. Temperatura termodinamică	T
11. Presiunea de saturaţie	P_s
12. Temperatura de saturaţie	T_s

Sînt utilizate unităţile de măsură ale Sistemului Internaţional sau ale Sistemului Tehnic.

Mărimile reduse, fără dimensiuni, după IFC sînt date în tabelul 3.

Tabelul 3

Denumirea	*Simbolul*	
1. Presiunea redusă	p/p_c	$= \beta$
2. Temperatura redusă	T/T_c	$= \theta$
3. Volumul redus	v/v_c	$= \chi$
4. Entalpia redusă	$h/p_c/v_c$	$= \varepsilon$
5. Entropia redusă	$S.T_c./p_c v_c$	$= \sigma$
6. Entalpia liberă redusă	$g/p_c/v_c$	$= \xi$
7. Energia liberă redusă	$f/p_c/v_c$	$= \psi$

Specificarea zonelor

În figura 1 este arătată împărţirea pe zone a domeniului dat, iar în tabelul 4 se dă delimitarea acestor zone.

Tabelul 4

Subzona	*Temperatura*	*Presiunea*	*Zona*
I	$\theta_t \leqslant \theta < \theta_1$	$0 \leqslant \beta \leqslant \beta_K(\theta)$	2
		$\beta = \beta_K(\theta)$	6
		$\beta_K(\theta) < \beta < \beta_2$	1
II	$\theta_1 < \theta < 1$	$0 \leqslant \beta \leqslant \beta_L(\theta)$	2
		$\beta_L(\theta) < \beta < \beta_K(\theta)$	3
		$\beta = \beta_K(\theta)$	5
		$\beta_K(\theta) < \beta \leqslant \beta_2$	4
III	$1 \leqslant \theta < \theta_1$	$0 \leqslant \beta \leqslant \beta_L(\theta)$	2
		$\beta_L(\theta) < \beta \leqslant \beta_2$	3
IV	$\theta_2 \leqslant \theta \leqslant \theta_3$	$0 \leqslant \beta \leqslant \beta_2$	2

$\beta_K(\theta)$ și $\beta_L(\theta)$ sînt funcțiile curbelor-limită între regiuni : *K* indică linia de saturație, iar *L* — linia între regiunile 2 și 3.

Prezentarea modelului matematic

În continuare se face o scurtă prezentare a modelului matematic, din care cititorul să poată trage concluzia necesară pentru o utilizare ușoară a acestui model.

Din programul prezentat sînt excluse zonele 3 și 4, din motive de dimensiuni de prezentare.

Sistemul de unități de măsură

Programul poate lucra în Sistemul Internațional de unități de măsură (SI) sau Sistemul Tehnic de unități de măsură (ST), funcție de valorile pe care le iau variabilele SI și ST (tabelul 5).

Tabelul 5

Sistemul de unități de măsură	Variabilele	
	SI	ST
1. Internațional	1.0	0.0
2. Tehnic	0.0	1.0

În tabelul 6 sînt date dimensiunile mărimilor de stare folosite în program pentru cele două sisteme.

Tabelul 6

Mărimile de stare	Unitatea de măsură	
	SI	ST
1. Temperatura	°C	°C
2. Presiunea	bari	at
3. Volumul specific	m^3/kg	m^3/kg
4. Entalpia specifică	kJ/kg	kgcal/kg
5. Entropia specifică	kJ/kg.grd	kcal/kg.grd

Furnizarea datelor

Pentru fiecare subprogram datele necesare se introduc prin instrucțiunea DATA. Aceasta permite : întocmirea modelului din subprograme total independente ; elasticitatea mare a modelului ; folosirea cu ușurință a subprogramelor pentru întocmirea altor modele.

Semnificația variabilelor

Semnificația variabilelor date programului sau calculate de program este dată în tabelul 7.

Tabelul 7

Variabila	Simbolul
1. Temperatura	*T*
2. Presiunea	*P*
3. Volumul specific	*V*
4. Entalpia specifică	*S*
5. Variabile indiciale care fixează sistemul de unități de măsură	*SI, ST*

Prezentarea subprogramelor

Subrutinele și funcțiile program sînt următoarele :

Funcțiile H1, E1 și *V1* calculează : entalpia specifică, entropia specifică și respectiv volumul specific al apei subrăcite pentru o presiune și o temperatură dată în zona 1.

Funcțiile H2, E2 și V2 calculează : entalpia specifică, entropia specifică și respectiv volumul specific al aburului supraîncălzit pentru o presiune și o temperatură dată în zona 2.

Funcțiile PS, TS, PL, T1 calculează : presiunea de saturație funcție de temperatura de saturație, temperatura de saturație funcție de presiunea de saturație, presiunea de separație dintre zonele 2 și 3 funcție de temperatura de separație și respectiv temperatura de saturație dintre zonele 2 și 3 funcție de presiunea de separație.

Funcțiile HA, SA și *BA* calculează : entalpia specifică, entropia specifică și respectiv volumul specific al apei la saturație funcție de temperatura de saturație.

Funcțiile HV, SV și *VV* calculează : entalpia specifică, entropia specifică și respectiv volumul specific al aburului saturat uscat funcție de temperatura de saturație.

Subrutinele PZ1, PZ2, PZ3 și PZ4 calculează : mărimile de stare funcție de presiune și temperatură pe subzonele I, II, III și respectiv IV (vezi tabelul 4).

Subrutinele CØRD și CØRE rezolvă o ecuație de forma Z = FUN (Y, SI, ST) pentru Z = ZD, respectiv Z = FUN (*X*, Y, SI, ST), pentru Z = ZD și X = XD, cu o eroare dată.

Subrutina DIS 1 (*P, T, H, S, V, SI, ST*) calculează mărimile de stare funcție de presiune și temperatură pe domeniul [0 bar—1000 bari] × × [0,01°C — 800°C].

Subrutina DIS 23 (*P, T, H, S, V, SI, ST, N*) calculează mărimile de stare funcție de presiune și entalpia specifică sau presiune și entropia specifică.

Subrutina DIS (*P, T, H, S, V, SI, ST, N*) calculează mărimile de stare funcție de pre-

siune şi temperatură sau presiune şi entalpie sau presiune şi entropie, în funcţie de valoarea pe care o ia variabila N (tabelul 8).

Tabelul 8

Valoarea lui N	Parametrii în funcţie de care se calculează mărimile de stare
1	*P, T*
2	*P, H*
3	*P, S*

Concluzii

Modelul matematic întocmit a fost rulat pe calculatoarele IBM şi IRIS — 50. Faţă de tabelele existente, eroarea mărimilor de stare calculate este sub 1% pe întreg domeniul de definiţie.

În cazul folosirii lui ca subprogram, modelul poate fi uşor segmentat dacă este nevoie, datorită structurii lui.

Modul de utilizare

Pentru utilizarea acestor subprograme la întocmirea unui program sînt necesare următoarele instrucţiuni :

a) instrucţiuni necesare apelărilor din bibliotecă, în cazul în care subprogramele au fost catalogate într-o bibliotecă-calculator ;

b) instrucţiuni necesare apelării subprogramelor la locul dorit în programul respectiv.

În figura 2 se dă o schemă logică a dependenţei între aceste subprograme. Sensul dependenţei este indicat prin săgeţi.

Pentru utilizarea unui subprogram este nevoie să se găsească în memoria calculatorului subprogramele de sub căsuţa respectivă.

Exemple de apelare a subprogramelor

Pentru calculul mărimilor de stare într-un punct indicat prin :

a) presiune-temperatură :

CALL DIS (P, T, H, S, V, 0. 0, 1. 0, 1) în Sistemul Tehnic
CALL DIS (P, T, H, S, V, 1. 0, 0. 0, 1) în Sistemul Internaţional

sau

CALL DIS 1 (P, T, H, S, V, 0. 0, 1. 0) în Sistemul Tehnic
CALL DIS 1 (P, T, H, S, V, 1. 0, 0. 0) în Sistemul Internaţional

b) presiune-entalpie specifică :

CALL DIS (P, T, H, S, V, 0. 0, 1. 0, 2) în Sistemul Tehnic
CALL DIS (P, T, H, S, V, 1. 0, 0. 0, 2) în Sistemul Internaţional

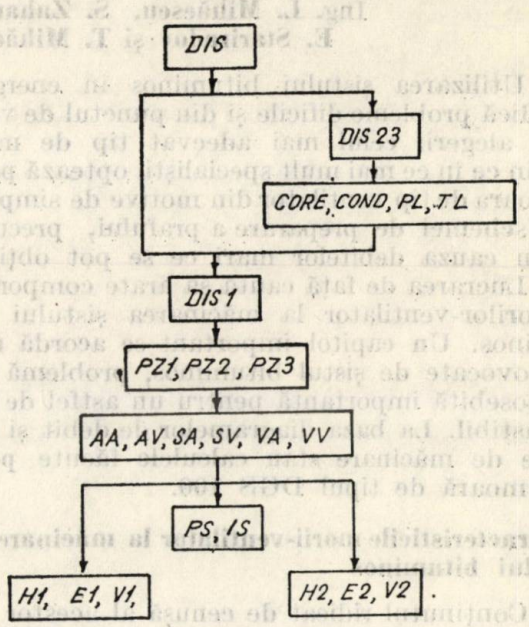


Fig. 2

c) presiune-entropie specifică :

CALL DIS (P, T, H, S, V, 0. 0, 1. 0, 3) în Sistemul Tehnic
CALL DIS (P, T, H, S, V, 1. 0, 0. 0, 3) în Sistemul Internaţional

În locul subrutinei DIS se poate apela subrutina DIS 23 pentru cazurile b şi c.

Pentru calculul mărimilor de stare ale apei subrăcite, funcţie de presiune şi de temperatură, sînt necesare instrucţiunile privind :

— *volumul specific* :
V = V1 (P, T, 0. 0, 1. 0) în Sistemul Tehnic
V = V1 (P, T, 1. 0, 0. 0) în Sistemul Internaţional

— *entalpia specifică* :
H = H1 (P, T, 0. 0, 1. 0) în Sistemul Tehnic
H = H1 (P, T, 1. 0, 0. 0) în Sistemul Internaţional

— *entropia specifică* :
S = E1 (P, T, 0. 0, 1. 0) în Sistemul Tehnic
S = E1 (P, T, 1. 0, 0. 0) în Sistemul Internaţional

Bibliografie

[1] Vukalovici, M. P. *Proprietăţile termodinamice ale apei şi aburului — tabele şi diagrame.* Editura tehnică, Bucureşti, 1967.

[2] * * * *The 1967 IFC Formulation for Industrial Use.*

[3] Dimo Petre. *Programare în FORTRAN.* Editura didactică şi pedagogică, Bucureşti, 1971.

(Articol intrat în redacţie la 10 martie 1974)

Studiul privind măcinarea șistului bituminos în mori-ventilator

Ing. L. Mihăescu, S. Zaharescu, E. Stariradov și T. Mihăescu*)

Utilizarea șistului bituminos în energetică ridică probleme dificile și din punctul de vedere al alegerii celui mai adecvat tip de moară. Din ce în ce mai mult specialiștii optează pentru moara de tip ventilator din motive de simplitate a schemei de preparare a prafului, precum și din cauza debitelor mari ce se pot obține.

Lucrarea de față caută să arate comportarea morilor-ventilator la măcinarea șistului bituminos. Un capitol important se acordă uzurii provocate de șistul bituminos, problemă de o deosebită importanță pentru un astfel de combustibil. La baza diagramelor de debit și energie de măcinare stau calculele făcute pentru o moară de tipul DGS 100.

Caracteristicile morii-ventilator la măcinarea șistului bituminos

Conținutul ridicat de cenușă al acestor combustibili duce la scăderea debitului morii. O influență asupra debitului o are și finețea de măcinare dorită. Relația ce permite determinarea debitului morii în funcție de finețea de măcinare este [1], [2]:

$$D = f_m \cdot D_n \ [\text{t/h}]. \qquad (1)$$

în care

D_n este debitul morii pentru un coeficient de măcinabilitate $m_{VTI} = 1{,}15$;

f_n — factor de corectare a debitului morii în funcție de măcinabilitatea combustibilului. În figura 1 se arată variația factorului f_m în funcție de m_{Hard}.

Debitul nominal al morii D_n se calculează cu ajutorul relației:

$$D_n = \frac{a_1 D_2 b K_1 m K_{v1} K_{v2}}{K_c \cdot \sqrt{\ln \frac{100}{R_{90}}}} \quad [\text{t/h}], \qquad (2)$$

în care

$a_1 = 6{,}5...7{,}5$ este un coeficient numeric pentru $U_2 = 68-72$ m/s;

$a_1 = 9...11$ — pentru $U_2 = 79-83$ m/s;

b — lățimea paletelor rotorului, în m;

$K_1 = 0{,}9$ — coeficient numeric ce ține seama de uzura paletelor

K_{v1} — coeficient de umiditate;

m — coeficient de măcinabilitate determinat după metoda VTI.

*) Ing. Lucian Mihăescu este asistent la Institutul politehnic București; Sorin Zaharescu, Elena Stariradov și Teodor Mihăescu sînt studenți la Institutul politehnic București.

În urma experimentărilor efectuate, coeficientul de măcinabilitate după metoda VTI a rezultat egal cu 0,9 ($m_{VTI} = 0{,}9$), [3].

$$K_v = \frac{K^2 - W_m^2}{K^2 - W_h^2}. \qquad (3)$$

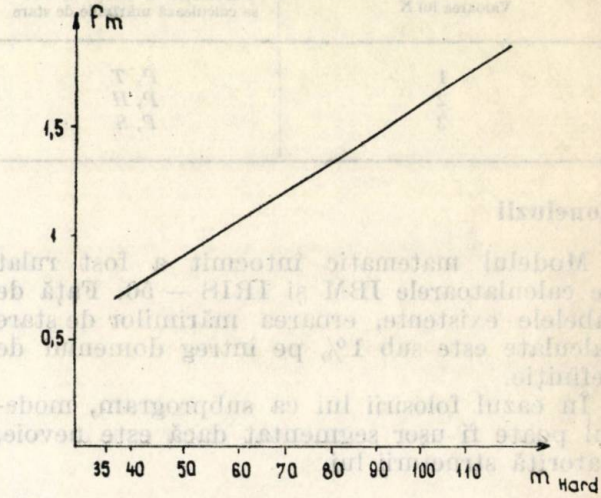


Fig. 1. Variația factorului f_m în funcție de măcinabilitatea combustibilului.

Constanta combustibilului, K, este dată de relația:

$$K = 1 + 1{,}07\ W_t^i \qquad (4)$$

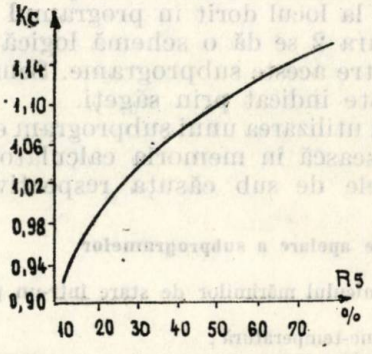


Fig. 2. Variația coeficientului de concasare K_c în funcție de R5.

Umiditatea medie, W_m, se determină cu relația:

$$W_m = \frac{W'_m + 6W^p}{7}, \qquad (6)$$

în care

$$W'_m = \frac{W_t^i (100 - W_t^i) - 100(W_t^i - W^p)(a + b - ab)}{(100 - W^p) - (W_t^i - W^p)(a + b - ab)}.$$

(6)

Pentru moara-ventilator, la măcinarea combustibililor inferiori

$$a = 0{,}4\,;\; b = 0;$$

K_{v2} — coeficient de umiditate

$$K_{v2} = \frac{100 - W_m}{100 - W'_m}. \qquad (7)$$

K_c — coeficient ce ţine seama de caracteristica granulometrică a cărbunelui concasat la intrarea în moară. În figura 2 se arată variaţia coeficientului de concasare K_c în funcţie de restul pe sita cu ochiul de 5 mm, notat cu R5. Pentru R5=10%, rezultă K_c=0,93.

Înlocuind mărimile exprimate în relaţia ce dă debitul morii, se obţin rezultatele din figura 3.

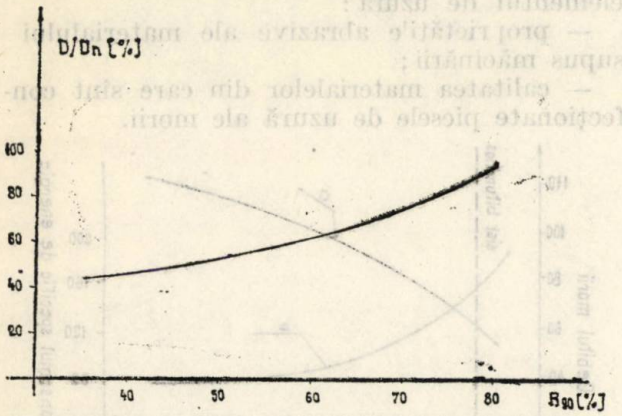


Fig. 3. Debitul relativ al morii în funcţie de fineţea de măcinare.

Puterea necesară morii-ventilator se calculează cu ajutorul relaţiei :

$$P_e = a \cdot P \;\; [\text{kW}], \qquad (8)$$

în care $a = 1{,}5$, iar P este puterea necesară la axul morii :

$$P = P_m + P_v \;\; [\text{kW}]. \qquad (9)$$

În funcţie de caracteristicile prafului de cărbune realizat, puterea la axul morii se poate scrie :

$$P = \frac{V_{au} H_{au} \left[1 - \frac{2{,}4\mu}{m_{\text{VTI}}} \left(\ln \frac{100}{R_{90}}\right)^{0{,}5}\right]}{102\, \eta_v\, \eta_{el}} \;\; [\text{kW}], \qquad (10)$$

în care

V_{au} este volumul de agent de uscare, în m³/h ;

$$V_{au} = 2830 \cdot D_2^2 \cdot U_2 \cdot \varphi \;\; [\text{m}^3/\text{h}]; \qquad (11)$$

Coeficientul de debit, φ, se determină cu ajutorul relaţiei :

$$\varphi = \frac{V_{au}}{148 \cdot D_2^3 \cdot n}, \qquad (12)$$

în care

D_2 este diametrul exterior al rotorului, m ;
U_2 — viteza periferică a rotorului, m/s ;
n — turaţia morii, rot/min.

Pentru DGS 100, $n = 464$ rot/min, iar D_2= 3500 mm.

Presiunea agentului de uscare, H_{au}, se determină cu relaţia :

$$H_{au} = \rho_{au} \cdot U_2^2 \cdot \psi \;\; [\text{mmH}_2\text{O}] \qquad (14)$$

în care

ρ_{au} este densitatea specifică a agentului de uscare ;
ψ — coeficient numeric ce depinde de coeficientul de debit φ.

În figura 4 se arată dependenţa coeficientului ψ de coeficientul de debit φ şi de geometria rotorului.

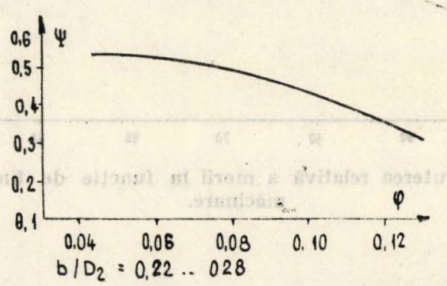


Fig. 4. Variaţia coeficientului ψ în funcţie de coeficientul de debit φ şi de geometria rotorului.

Concentraţia prafului în agentul de uscare, μ, este dată de relaţia :

$$\mu = \frac{10^3 \cdot B\,(100 - W_t^i)}{V_{au}\, \rho_{au}\,(100 - W^p)}, \qquad (15)$$

în care

B este debitul de combustibil, t/h ;
η_v — randamentul morii-ventilator, egal cu 0,3—0,35 ;
η_{el} — randamentul motorului electric.

În figura 5 se arată variaţia relativă a puterii morii în funcţie de fineţea de măcinare. Se observă că, odată cu scăderea fineţei de măcinare, puterea la axul morii creşte din cauza creşterii debitului ce trece prin moară (fig. 2), precum şi din cauza creşterii puterii pentru ventilaţie P_v.

Presiunea realizată de moară este dată de relaţia :

$$H_t = H_{au}\left[1 - \frac{2{,}4\ \mu}{m_{\text{VTI}}}\left(\ln \frac{100}{R_{90}}\right)^{0{,}5}\right] [\text{mm}H_2O]. \qquad (16)$$

În figura 6 s-a trasat variaţia consumului specific de energie electrică în funcţie de fineţea de măcinare realizată. Consumul specific de energie se calculează cu relaţia :

$$e = \frac{P}{D} \;\; [\text{kWh/t}]. \qquad (17)$$

Drept etalon s-a luat energia specifică de măcinare, pentru o finețe de măcinare caracterizată prin $R_{90} = 35\%$.

În figura 7 se arată, comparativ cu alți combustibili solizi (huile și cărbuni bruni), variația consumului specific de energie de măcinare. Se remarcă apropierea strînsă ce există între energia specifică de măcinare la cărbunii bruni și la șisturile bituminoase.

Diagramele din figura 8 permit să se analizeze comportarea morii-ventilator la măcinarea șistului bituminos în comparație cu măcinarea huilei, în funcție de coeficientul de măcinabilitate al huilelor, m_{Hard}.

$$m_{Hard} = 70\, m_{VTI} - 20. \qquad (18)$$

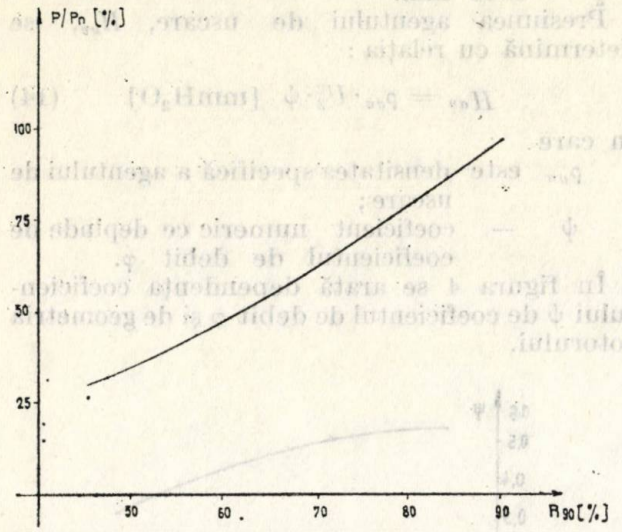


Fig. 5. Puterea relativă a morii în funcție de finețea de măcinare.

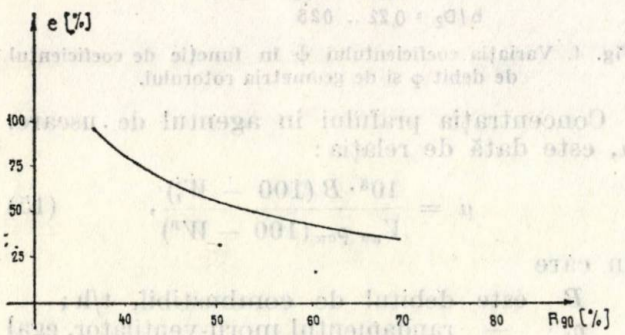


Fig. 6. Variația reativă a energiei specifice de măcinare în funcțile de finețea de măcinare.

Uzura morii-ventilator la măcinarea șistului bituminos

Consumul specific de metal nu poate fi stabilit prin calcul, deoarece acesta depinde de o multitudine de factori, dintre care mai importanți sînt :

— numărul de loviri ale combustibilului cu elementul de uzură :

— proprietățile abrazive ale materialului supus măcinării ;

— calitatea materialelor din care sînt confecționate piesele de uzură ale morii.

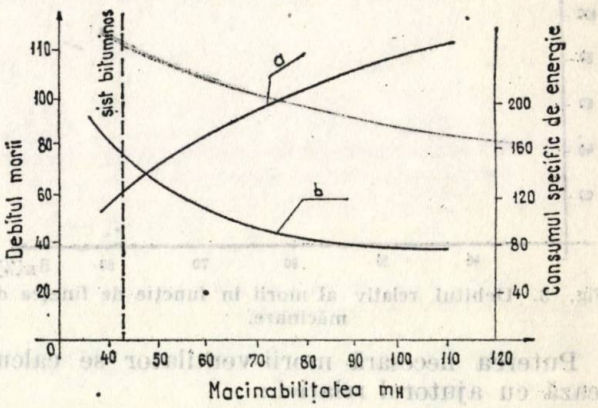


Fig. 8. Influența măcinabilității combustibililor solizi asupra debitului relativ al morii și asupra consumului specific relativ de energie electrică pentru morile rapide, la măcinarea huilei, comparativ cu șistul bituminos.

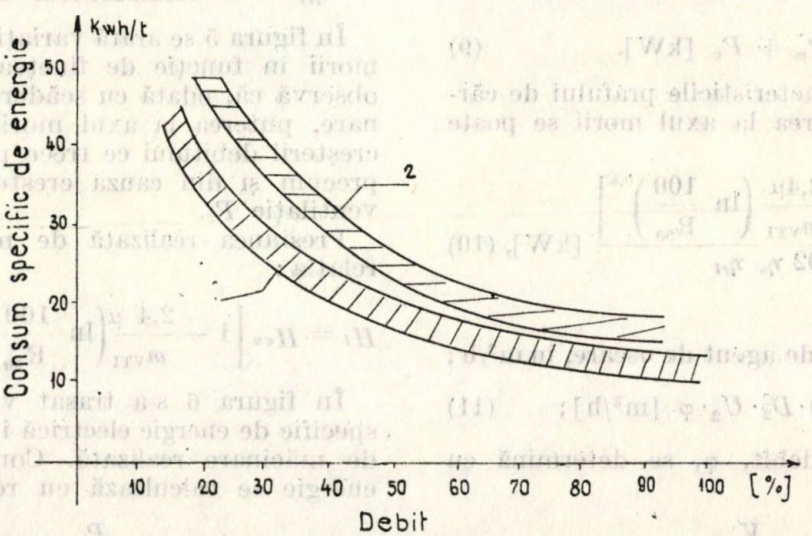


Fig. 7. Variația consumului specific de energie electrică pentru morile rapide, funcție de debitul morii pentru cazul măcinării huilelor (1), combustibililor bruni și șisturilor bituminoase (2).

Dacă se menţin constante condiţiile de măcinare şi variază doar fineţea de măcinare a prafului de cărbune, prin mărirea numărului de recirculări ale combustibilului în moară, uzura relativă a elementelor de măcinare, exprimată în g/t, va creşte. În figura 9 se arată creşterea uzurii relative totale în funcţie de fineţea de măcinare, pentru o moară-ventilator.

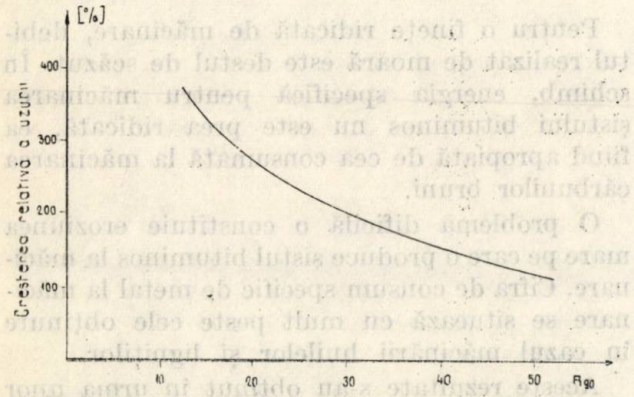


Fig. 9. Influenţa fineţei de măcinare a prafului asupra uzurii relative a pieselor de măcinare ale morilor-ventilator.

Caracterul abraziv al materialului supus măcinării este dat de conţinutul de cenuşă din combustibil, precum şi de conţinutul de SiO_2 din cenuşă. În figura 10 se prezintă variaţia consumului specific de metal în funcţie de conţinutul de cenuşă A^i din combustibil şi de conţinutul de SiO_2 din cenuşă pentru o fineţe de măcinare caracterizată prin $R_{90} = 45-50\%$ [1], [4].

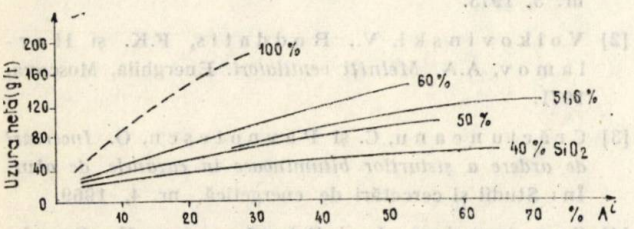


Fig. 10. Variaţia consumului specific de metal în funcţie de conţinutul de cenuşă A^i, de conţinutul de SiO_2 din cenuşă, pentru o fineţe de măcinare caracterizată prin $R = 45-50\%$.

Conform experimentărilor efectuate, conţinutul de SiO_2 din şistul bituminos este de 51,6% [4]. Se poate determina astfel, din figura 10, consumul specific de metal, care este în jurul a 120 g/t. Se constată că acesta este aproape dublu faţă de consumul specific de metal la măcinarea ligniţilor.

În figura 11 se prezintă variaţia consumului specific de metal în funcţie de fineţea de măcinare. Şistul bituminos prezintă unul dintre cele mai ridicate consumuri specifice de metal.

Studiul eroziunii numai pe baza conţinutului de SiO_2 din cenuşă nu dă o imagine unitară şi amplă asupra fenomenului. De aceea s-au făcut încercări pentru determinarea unui criteriu care să permită compararea procesului de eroziune la schimbarea combustibilului. solid asupra unui anumit tip de moară-ventilator [2]. Acest criteriu a fost notat cu a_e şi reprezintă cantitatea de material pierdută prin eroziune la măcinarea unui combustibil-etalon faţă de cantitatea de material pierdută la măcinarea unui combustibil solid oarecare.

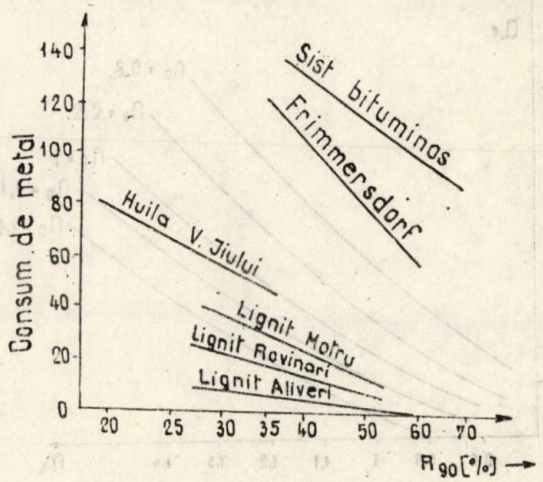


Fig. 11. Variaţia consumului specific de metal în funcţie de fineţea de măcinare.

Cantitatea de material pierdut prin erodare pentru un combustibil oarecare, în kg/h, va fi dată de relaţia:

$$G_K = \pi \cdot \rho \cdot b \cdot V \cdot t\,(2R + B \cdot t)\ \text{[kg/h]}, \quad (19)$$

în care

b este lăţimea paletei, m;
ρ — densitatea materialului rotorului, kg/m³;
R — raza rotorului, m;
V — viteza de transport a prafului, în m/s;
t — timpul de staţionare a prafului în rotor, în s.

Coeficientul a_e, în urma înlocuirii acestor termeni, va deveni:

$$a_e = \frac{\pi \cdot \rho \cdot b \cdot V_0 \cdot t\,(2R + V_0 \cdot t)}{\pi \cdot \rho \cdot b \cdot V_k \cdot t\,(2R + V_k \cdot t)} \quad (20)$$

În expresia lui a_e, cu indicele zero s-a tratat combustibilul-etalon, iar cu indicele k combustibilul cercetat.

$$a_e = \frac{V_0}{V_K} \cdot \frac{2R + V_0 \cdot t}{2R + V_K \cdot t} \cong \frac{V_0}{V_K} \quad (21)$$

Pentru o anumită curbă granulometrică, viteza de transport se calculează cu ajutorul relaţiei [2]:

$$V = \frac{y_0}{\frac{m+1}{m} t \cdot 10^3}\ \text{[m/s]}, \quad (22)$$

$$y_0 = 44 \left(\frac{0{,}01}{\ln \frac{100}{R_{88}}} \right)^{1/n}\ \text{[m]}, \quad (23)$$

în care

m este coeficient ce ţine seama de forma particulelor de combustibil solid;

n — coeficient ce caracterizează curba granulometrică.

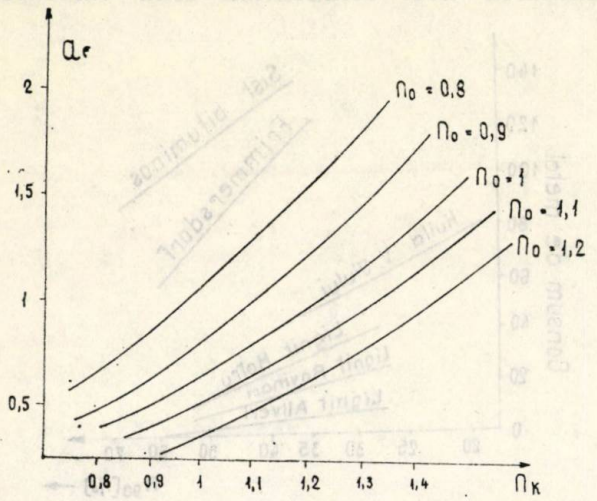


Fig. 12 Variaţia uzurii la trecerea morii ventilator de la măcinarea lignitului la şist bituminos, pentru diverse curbe granulometrice.

După înlocuiri se obţine următoarea expresie pentru coeficientul a_e:

$$a_e \cong 10 \cdot \frac{\frac{n_K - n_0}{2n_0 n_K}}{\rho_0 \cdot n_0 \cdot A_K} \cdot \frac{\rho_K \cdot n_K \cdot A_0}{\rho_0 \cdot n_0 \cdot A_K}. \qquad (24)$$

A_0, A_k reprezintă coeficienţii ce caracterizează energia de măcinare a combustibilului-etalon şi a celui cercetat, în kWh/m². Pentru lignit $A = 2{,}971.10^{-6}$ kWh/m², iar pentru şist bituminos, $A = 8{,}786 \cdot 10^{-6}$ kWh/m²

$$\rho_0 = 1{,}3 \ [\text{kgf/dm}^3];$$

$$\rho_K = 2{,}4 \ [\text{kgf/dm}^3].$$

În figura 12 se arată variaţia coeficientului a_e ce caracterizează uzura morii-ventilator, pntru cazul comparativ lignit —şist bituminos, pentru diverse curbe granulometrice ce pot apărea.

Concluzii

Pentru o fineţe ridicată de măcinare, debitul realizat de moară este destul de scăzut. În schimb, energia specifică pentru măcinarea şistului bituminos nu este prea ridicată, ea fiind apropiată de cea consumată la măcinarea cărbunilor bruni.

O problemă dificilă o constituie eroziunea mare pe care o produce şistul bituminos la măcinare. Cifra de consum specific de metal la măcinare se situează cu mult peste cele obţinute în cazul măcinării huilelor şi ligniţilor.

Aceste rezultate s-au obţinut în urma unor calcule teoretice, urmînd ca experienţele ce se vor efectua să arate gradul de apropiere a rezultatelor experimentale faţă de cele teoretice, permiţînd astfel corectarea ecuaţiilor teoretice pentru acest combustibil.

Bibliografie

[1] Pănoiu, N. *Asupra funcţionării morilor-ventilator la măcinarea huilei.* În: Studii şi cercetări de energetică, nr. 3, 1973.

[2] Volkovinski, V., Roddatis, F.K. şi Harlamov, A.A. *Melniţi ventilatori.* Energhiia, Moscova, 1971.

[3] Crăciuneanu, C. şi Pavnotescu, O. *Incercări de ardere a şisturilor bituminoase în cazanele de abur.* În: Studii şi cercetări de energetică. nr. 4, 1969.

[4] Carabogdan, I. şi Dămăceanu, E. *Consideraţii asupra caracterisiticilor energetice ale şisturilor bituminoase din Banat.* În: Studii şi cercetări de energetică, nr. 2, 1972.

Amestecuri de inhibitori pentru sistemele de răcire cu apă

O. Radovici și Eugenia Ludoșan*

Generalități

Inhibitorii constituie cel mai adecvat mijloc pentru combaterea corodării utilajelor din circuitele de răcire cu apă.

Numărul substanțelor care au proprietatea de a acționa ca inhibitori ai coroziunii în soluții neutre este relativ mic; pînă în prezent cele mai bune rezultate practice s-au obținut cu inhibitori de natură anorganică.

Astfel, s-a constatat că bicromații și cromații sînt substanțele cele mai eficiente în practica combaterii coroziunii în sistemele de răcire, dar ionul de crom hexavalent fiind toxic, nu poate fi utilizat decît în concentrații extrem de scăzute.

Alte substanțe anorganice, cum sînt: azotitul de sodiu, fosfații alcalini, molibdatul de sodiu, silicatul de sodiu etc., au o eficiență mult mai scăzută decît cromații, dar în același timp sînt poluanți mai puțin periculoși sau nepoluanți.

Pentru a reduce gradul de toxicitate al apelor industriale din sistemele de răcire se folosesc în ultimul timp fie amestecuri de inhibitori în care cromații intră în proporții scăzute, fie amestecuri de inhibitori fără cromați. De menționat că aceste din urmă amestecuri pot conține și inhibitori organici, ca: benzoat de sodiu, benzotriazol, compuși organofosforici etc.

În ultimii ani specialiștii depun eforturi pentru găsirea unor amestecuri de inhibitori nepoluanți, amestecuri care în concentrații mici să asigure o eficiență ridicată.

În cele ce urmează se vor prezenta unele informații privind folosirea substanțelor anorganice ca inhibitori de coroziune în sistemele de răcire cu apă, substanțe care prezintă eficiență ridicată și produc în același timp o poluare redusă, precum și o serie de rezultate obținute în laborator în cadrul lucrărilor efectuate pentru combaterea coroziunii în sistemele de răcire [1].

Substanțele anorganice — inhibitori de coroziune

O substanță este luată în considerație ca inhibitor de coroziune numai dacă acționează eficient la concentrații de ordinul zecilor de miligram la litru. În acest fel folosirea lor nu modifică sensibil caracteristicile fizico-chimice ale mediului care a fost tratat, iar costul tratamentului este relativ scăzut [2].

Este cunoscut faptul că inhibitorii de coroziune acționează fie asupra zonelor anodice, fie asupra zonelor catodice, fie asupra ambelor zone ale microcuplelor de coroziune formate pe metalele ce vin în contact cu apa de răcire [3].

Inhibitorii anorganici activi în ape de răcire de obicei au formula generală XO_4^{2-} și derivă din elemente ca: P, Cr, Mo, W, Tc, Os etc. Borații, nitriții, silicații și alții de asemenea sînt incluși pe lista inhibitorilor pentru apele de răcire.

Cercetările efectuate în scopul concretizării teoriei acțiunii lor duc la concluzia că o singură concepție nu poate include toate cazurile [4].

O mare parte din inhibitorii folosiți în apele de răcire acționează formînd filme de pasivare pe zonele anodice ale suprafețelor metalice. Această peliculă este formată din produșii rezultați din oxidarea avansată a metalului, sau din combinații comune metal-inhibitor. Filmele de pasivare protectoare trebuie să nu aibă pori și să acopere suprafețele metalice în totalitatea lor.

Datorită faptului că protecția metalelor se obține în baza formării filmului de oxizi, pasivanții se pot folosi în ape saturate cu oxigen. Pentru unii inhibitori ca MO_4^{2-}, V_3^- etc., saturarea apei cu oxigen este absolut necesară pentru ca aceștia să aibă o eficiență apreciabilă.

Sărurile de crom sînt cele mai eficiente în cazul apelor de răcire. În mod obișnuit, în sistemele care funcționează în circuit închis, se obține o eficiență de 90% la concentrații de 100—200 mg/l. În sistemele deschise concentrațiile eficiente se ridică la 300—500 mg/l [5]. Sub și peste aceste concentrații este posibilă apariția coroziunii în „pitting".

Fosfații și polifosfații s-au folosit mult în practica industrială, dar uneori, datorită concentrațiilor mari la care își afirmă acțiunea de protecție [6], [7] (peste 600 mg/l), ridică costul tratamentului și totodată constituie un mediu propice dezvoltării microorganismelor [8], [9].

Silicatul de sodiu impune limite strînse de pH, 6,5—7,5, în afara cărora precipită sub formă de silicat de calciu pe suprafețele calde, împiedicînd transferul de căldură [2]. Această substanță este însă deosebit de utilă la tratarea apelor folosite ca ape calde menajere, datorită caracterului său netoxic.

Nitriții acționează ca inhibitori oferind o bună protecție numai la concentrații ridicate (300—500 mg/l) și la pH = 7—9. La valori ale pH sub 6,5, nitriții trec în nitrați care pot provoca fenomene de coroziune localizate [2], [9].

Molibdatul de sodiu dă rezultate în sistemele de răcire deschise, în sisteme de apă caldă și

* Autorii lucrează la Centrul de chimie fizică.

rece, în fluide hidraulice și în soluții refrigerente [10], [11], prezentînd interes datorită faptului că molibdații nu sînt toxici. În apele cu conținut ridicat în Cl^-, SO_4^{2-}, CO_3H^- [12], pelicula protectoare formată pe metal este străpunsă și eficiența molibdatului este micșorată. În funcție de p*H*-ul apei, concentrația MoO_4^{2-} variază de la 3—1000 mg/l [12], [13].

În domeniul tratării apelor de răcire cu inhibitori de coroziune se urmează două căi, în scopul evitării utilizării inhibitorilor poluanți:

— înlocuirea totală a substanțelor toxice;

— folosirea amestecurilor cu conținut scăzut în substanțe toxice.

Este cunoscut faptul că în cazul folosirii amestecurilor de doi sau mai mulți inhibitori de coroziune [2], [3], [8], [14] se poate obține efect sinergetic. Tratamentul numit „dianodic" constă în amestecarea a doi inhibitori, ca fosfat-cromat, care asigură evitarea apariției coroziunii în pitting [16], [17]. Amestecul polifosfat-zinc asigură polarizarea concomitentă a zonelor anodice și catodice, ceea ce mărește eficiența tratamentului, scade timpul de formare a peliculei protectoare etc. Amestecul cromat-zinc reduce concentrația eficientă în CrO_4^{2-} la 20—30 mg/l, concentrația necesară în Zn^{2+} fiind numai 1—5 mg/l [18].

Amestecul fosfat-cromat-zinc [8], [14] formează pe fier pelicule continue, aderente, rezistente la temperaturi ridicate și viteze mari ale fluidului în circulație. Dacă fosfatul formează pe zonele anodice $FePO_4.H_2O$, cromatul determină formarea γ-Fe_2O_3, care completează golurile eventuale din pelicula de fosfat. Zincul acționează asupra zonelor catodice, polarizîndu-le. În acest mod chiar în situația în care concentrația inhibitorilor periculoși (cum este cromatul) variază, apariția coroziunii localizate este evitată.

Acest din urmă amestec nu exclude substanțele poluante, dar prin variația proporției componentelor toxice (CrO_4^{2-}, Zn^{2+}) în funcție de specificul fiecărui sistem, se poate ajunge la un amestec cu grad de poluare scăzut și în același timp o eficiență satisfăcătoare.

Experimentări

Au fost efectuate lucrări pentru stabilirea unui amestec de inhibitori anorganici care să asigure inhibiția coroziunii oțelului în contact cu apa de răcire folosită în instalațiile industriale.

Mediile de lucru

Mediul corosiv asupra căruia s-au efectuat determinările a fost apa de răcire purificată prin dedurizare, în care s-au introdus unele substanțe anorganice. În tabelul 1 sînt menționate caracteristicile apei respective.

Tabelul 1

Caracteristicile apei de răcire

Caracteristicile	Unitatea de măsură	Valoarea	Observații
Duritatea totală	°G	1,90	
Conținutul în Cl^-	mg/l	165,00	
p*H*	—	8,30	
Sulf organic	mg/l	7,50	
Conținutul în Cl_2	mg/l	1,26	
Conținutul în O_2	mg/l	8,15	Determinat în laborator

Este de remarcat faptul că apa are un p*H* ușor alcalin, are un conținut ridicat în clor (165 mg/l) și este saturată în oxigen.

Inhibitorii a căror activitate s-a urmărit au fost următoarele substanțe: Na_2CrO_4, Na_3PO_4, $Na_5P_3O_{10}$, $NaNO_2$, Na_2SiO_3, $NaVO_3$ și Na_2MoO_4, precum și amestecuri ale acestor substanțe.

Pregătirea eșantioanelor metalice

Eșantioanele metalice s-au confecționat din oțel tip OLT-32, care, conform STAS 2881—61, are următoarea compoziție:

Fe	99,74—99,35%
C	0,06— 0,13%
Mn	0,30— 0,50%
Si	urme

Eșantioanele metalice înainte de a se introduce în lucru sînt supuse operației de pregătire, care constă din următoarele: se șlefuiesc pînă la îndepărtarea totală a produșilor de coroziune și a striațiunilor, se degresează în benzen la fierbere (timp de 5 minute), după care urmează o decapare într-un amestec de HNO_3 (d = = 1,33) și HF (conc. 4%), la temperatura de 80°C, timp de 1 minut. Îndepărtarea produșilor rezultați de la decapare se face prin frecare cu o perie aspră. Se introduc în acetonă pentru uscare rapidă și apoi se lasă în exicator pe $CaCl_2$ timp de 24 ore. După cîntărire și măsurarea dimensiunilor (în vederea calculării exacte a suprafeței ce va fi expusă coroziunii), eșantioanele se consideră pregătite pentru determinările propriu-zise.

Metodele de lucru

Determinările gravimetrice prin metoda pierderii în greutate constau din imersia totală a eșantioanelor metalice (pregătite în modul descris mai sus) în apa de răcire netratată cu inhibitori (proba-martor) și în apa tratată cu inhibitorii studiați. În mediile de lucru eșantioanele s-au menținut timp de 10 zile la temperaturile de 25, 50 și 80°C. După ce se scot din mediile respective, eșantioanele se curăță prin frecare cu perie aspră, se introduc în acetonă, apoi se mențin în exicator 24 ore și se recîntăresc. Fiind cunoscute suprafețele mos-

trelor, timpul de imersie și pierderea în greutate, se calculează vitezele de coroziune, care se exprimă în g/m²h. Raportîndu-se pierderile în greutate ale eșantioanelor imersate în apa cu inhibitori la pierderea în greutate a probei-martor, se pot calcula eficiențele inhibitorilor.

Măsurătorile electrochimice au constat din urmărirea variației potențialului staționar al electrozilor confecționați din oțel tip OLT—32 în contact cu apa de răcire ca atare și în apa tratată cu inhibitori de coroziune. Folosind un voltmetru electronic, potențialele electrozilor s-au stabilit în raport cu al electrodului de calomel.

Observațiile microscopice s-au efectuat asupra eșantioanelor metalice care s-au menținut în mediile studiate timp de 30 zile. Cu un microscop metalografic tip „MIM—70" s-a urmărit repartizarea focarelor de coroziune pe suprafețele metalice.

În final s-au corelat informațiile obținute pe aceste trei căi, putîndu-se contura astfel concluziile lucrărilor.

Rezultate și discuții

Datele obținute în urma determinărilor efectuate sînt prezentate în cele ce urmează sub formă de grafice și tabele.

Determinări gravimetrice

În tabelul 2 este prezentată eficiența inhibitorilor studiați, în limitele de concentrații 50—300 mg/l, cu adaosuri de inhibitori Na_2CrO_4 (5mg/l) și $ZnSO_4$ (5mg/l).

Examinînd datele din acest tabel, se constată că eficiența ridicată a cromaților asupra oțelului-carbon este realizată chiar la concentrații mici (50 mg/l). Fosfatul trisodic este mai puțin activ, eficiența lui nedepășind valoarea de 83%. La adăugarea ionilor de Zn^{2+}, eficiența fosfatului se îmbunătățește în mică măsură (89%), însă în amestec cu CrO_4^{2-} eficiența amestecului ajunge la 98%. Amestecul $PO_4^{3-} - Zn^{2+} - CrO_4^{2-}$ se menține la aproximativ 90% chiar și la concentrația de 100 mg/l.

Tripolifosfatul de sodiu ($P_3O_{10}Na_5$) inhibă coroziunea oțelului numai în proporție de 50%. Acest fapt se datorează, pe de o parte, *pH*-ului ridicat al apei (8,3) care favorizează formarea unui complex solubil al fierului, și, pe de altă parte, conținutului scăzut în ioni Ca^{2+}. De acești ioni este nevoie pentru formarea fosfaților insolubili, care de fapt constituie stratul protector.

Azotitul de sodiu și silicatul de sodiu au eficiențe medii (58—67). În mestec cu CrO_4^{2-}, eficiența lor se ridică la 85% în cazul azotitului și la 60% în cazul silicatului. Amestecul ternar are o eficiență evident îmbunătățită (85—89%) în ambele cazuri.

Tabelul 2

Eficiența unor substanțe anorganice folosite ca inhibitori de coroziune în apa de răcire

Inhibitorii	Conc. mg/l	Eficiența inhibitorilor, %			
		Inhibitorul	Inhibitorul + Zn	Inhibitorul + CrO_4	Inhibitorul + Zn + CrO_4
CrO_4^{2-}	50	91,00	95,70	—	—
	100	91,40	95,70	—	—
	200	91,40	97,91	—	—
	300	91,50	98,10	—	—
PO_4^{3-}	50	22,40	10,00	83,91	69,11
	100	77,30	70,50	88,03	86,00
	200	83,09	89,72	90,66	90,00
	300	83,40	88,66	98,31	97,20
$P_3O_{10}^{5-}$	50	20,80	16,92	37,94	48,26
	100	34,60	15,80	17,64	32,21
	200	50,89	44,20	36,80	34,20
	300	44,71	38,80	17,64	21,62
NO_2^-	50	0,00	0,00	4,00	21,40
	100	2,10	3,70	16,60	50,30
	200	51,90	35,00	85,50	81,80
	300	67,28	67,05	86,40	85,00
SiO_3^{2-}	50	18,00	15,00	25,50	66,80
	100	53,70	23,00	31,71	70,00
	200	58,00	23,00	58,00	86,14
	300	24,00	20,00	60,00	89,64
VO_3^-	50	0,00	0,00	7,30	10,20
	100	0,00	0,00	8,92	14,10
	200	19,90	19,50	29,20	35,20
	300	21,30	20,00	40,20	45,72
MoO_4^{2-}	50	0,00	0,00	12,12	21,30
	100	0,00	0,00	15,11	26,70
	200	9,72	8,15	25,30	51,33
	300	22,30	21,80	50,40	67,21

Vanadatul de sodiu, în orice proporție și în orice amestec, nu depășește eficiența de 45—52%.

Molibdatul de sodiu și amestecul molibdat-zinc prezintă eficiență scăzută (22%). La adăugarea CrO_4^{2-} aceasta crește pînă la 50—67%.

În figurile 1, 2, 3 și 4 sînt prezentate sub formă de diagrame o parte din datele menționate în tabelul 1. Ionul CrO_4^{2-}, cu și fără adaos de zinc, prezintă eficiențe de peste 90% chiar și la concentrația de 50 mg/l (fig. 1). Ionul PO_4^{3-} (fig. 2) și în amestecul cu Zn depășește eficiența de 80% numai de la concentrația de 200 mg/l. În amestecurile cu CrO_4^{2-}, concentrația PO_4^{3-} la care asigură eficiențe de peste 80% este de numai 100 mg/l.

Ionul NO_2^- își îmbunătățește evident eficiența la adaosuri de CrO_4^{2-} (fig. 3), astfel că pentru concentrația de 200 mg/l, de la 30—50% în absența cromului, eficiența crește la 81—85% în prezența adaosului de cromat.

Ionul SiO_3^{2-} prezintă o eficiență însemnată (peste 80%) numai în cazul amestecului ternar $SiO_3^{2-} + CrO_4^{2-} + Zn^{2+}$ (fig. 4). În cazul amestecului $SiO_3^{2-} + CrO_4^{2-}$, deși apare un salt

al eficienței la concentrațiile de 100 și 200 mg SiO_3^{2-}/l, la concentrații mai mari (300mg SiO_3^{2-}/l) eficiența scade brusc.

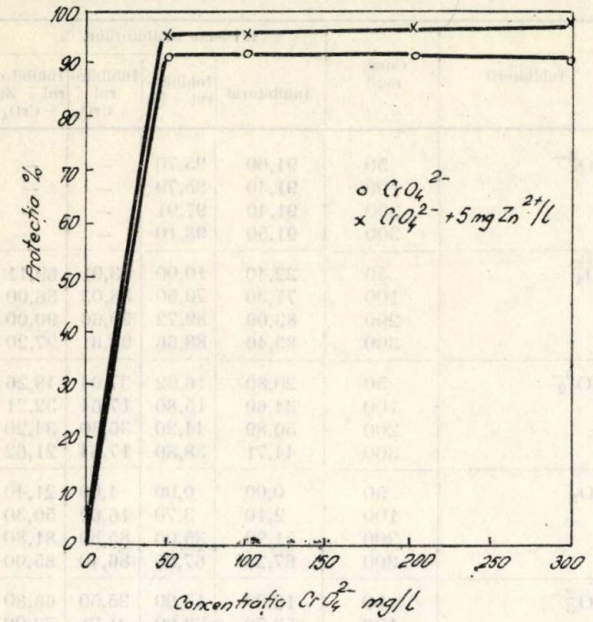


Fig. 1. Eficiența inhibitorului CrO_4^{2-} în apa de răcire la 25°C.

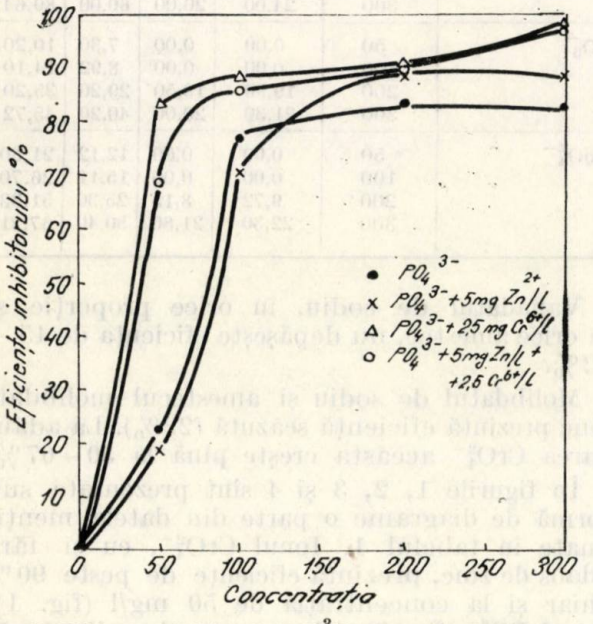


Fig. 2. Eficiența inhibitorului PO_4^{3-} în apa de răcire la 25°C.

În afară de ionul CrO_4^{2-}, care se dovedește deosebit de eficient, la toate celelalte substanțe încercate se observă o creștere a eficienței proporțional cu creșterea concentrației pînă la 200 mg/l, după care eficiența rămîne aproximativ constantă.

În graficul din figura 5 sînt prezentate vitezele de coroziune ale oțelului-carbon în apa de răcire (coloana 0) și în apa de răcire în care s-au adăugat : inhibitorul de bază în concentrația de 200 mg/l și apoi CrO_4^{2-} 5mg/l și Zn^{2+} 5 mg/l.

În graficul din figura 5 iese în evidență faptul că amestecul Na_3PO_4 — $ZnSO_4$ — Na_2CrO_4 reduce viteza de coroziune a oțelului de la $6{,}80.10^{-2}$ g/m².h la $0{,}40.10^{-2}$ g/m².h, iar amestecurile Na_2SiO_3 — Zn^{2+} — CrO_4^{2-} și $NaNO_2$—Zn^{2+} — CrO_4^{2-} la 13.10^{-2}g/m².h.

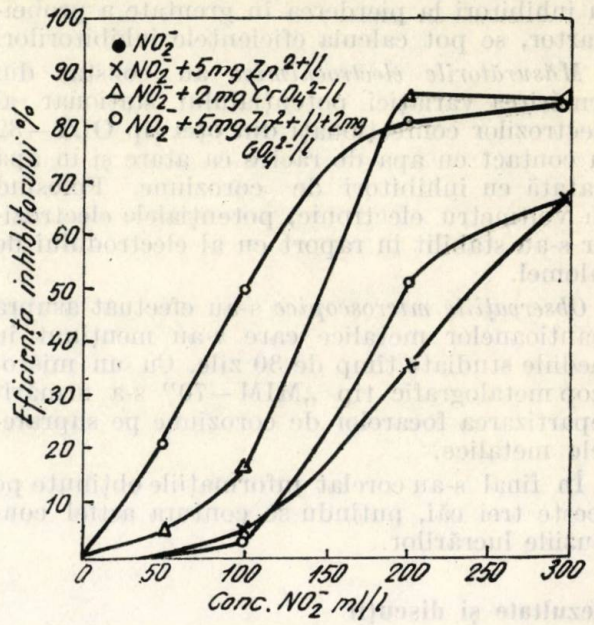


Fig. 3. Eficiența inhibitorului NO_2^- în apa de răcire la 25°C.

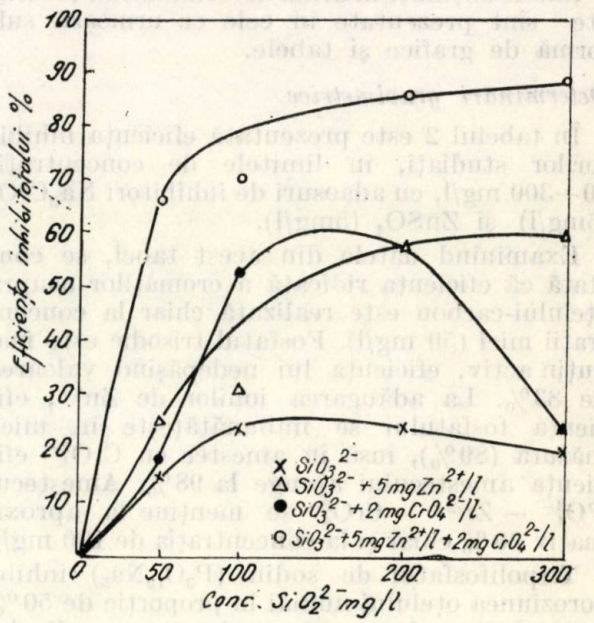


Fig. 4. Eficiența inhibitorului SiO_3^{2-} în apa de răcire la 25°C.

Ca urmare, aceste amestecuri de inhibitori au fost încercate în condiții dinamice (apa de răcire în circulație la temperaturile de 25,50 și 80°C).

În aceleași condiții s-au făcut încercări pentru reducerea concentrației de CrO_4^{2-} din amestecuri. Rezultatele obținute sînt prezentate în tabelul 3.

La temperatura ambiantă în regim dinamic, amestecurile își mențin eficiența. La ridicarea temperaturii, eficiența amestecului cu

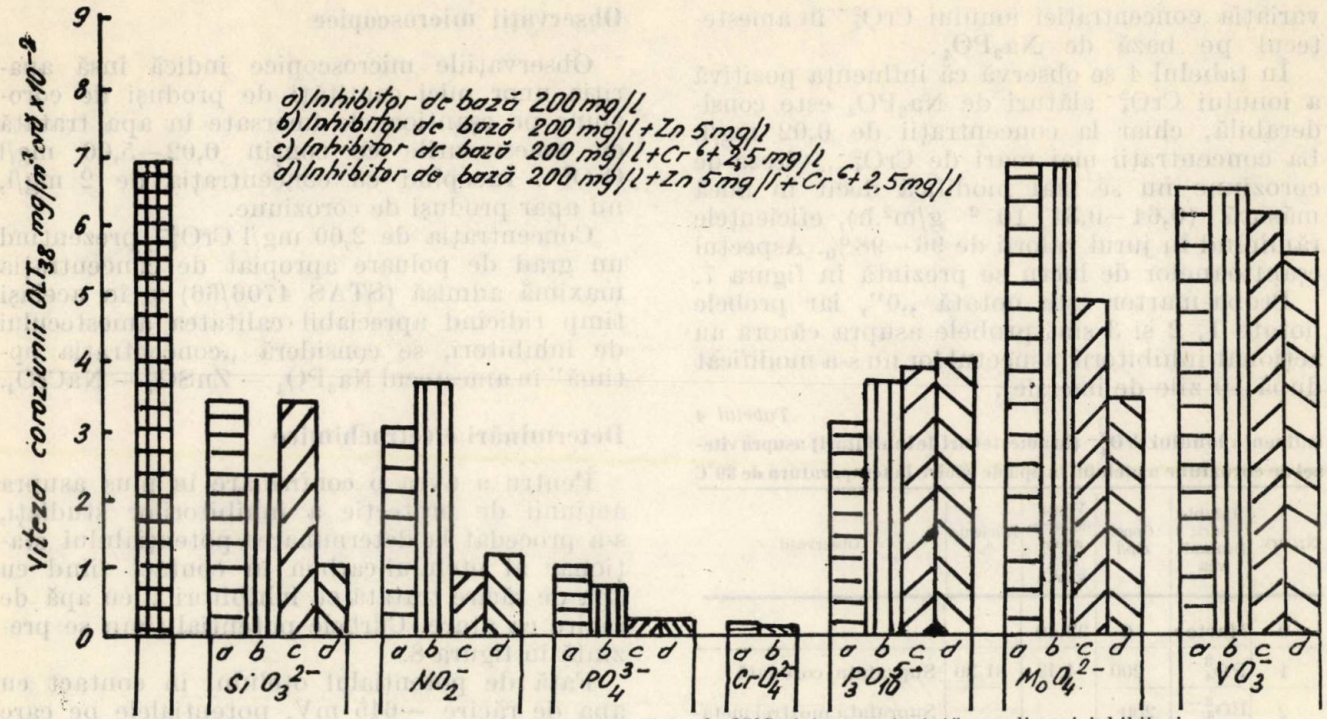


Fig. 5. Viteza de coroziune a oțelului în apa de răcire la 25°C și în apa tratată cu diverși inhibitori.

Tabelul 3

Viteza de coroziune a oțelului-carbon în apa de răcire în circulație tratată cu inhibitori la temperaturi diferite

Nr. crt.	Inhibitorii: Denumirea	Conc. mg/l	Viteza de coroziune 10^{-2}g/m².h	Eficiența %	Viteza de coroziune 10^{-2}g/m².h	Eficiența %	Viteza de coroziune 10^{-2}g/m².h	Eficiența %
0	Martor	0	16,65	–	17,70	–	22,40	–
1	PO_4^{3-} Zn^{2+} CrO_4^{2-}	200 5 5	0,24	98,50	0,50	96,70	0,3	98,5
2	PO_4^{3-} Zn^{2+} CrO_4^{2-}	200 5 3	0,24	98,50	0,50	96,70	0,38	98,3
3	PO_4^{3-} Zn^{2+} CrO_4^{2-}	200 5 2	0,31	98,10	0,61	96,10	0,42	98,10
4	NO^{2-} Zn^{2+} CrO_4^{2-}	200 5 5	1,20	81,80	–	–	2,71	82,2
5	NO_2^- Zn^{2+} CrO_4^{2-}	200 5 2	1,42	78,20	–	–	3,06	80,10
6	SiO_3^{2-} Zn^{2+} CrO_4^{2-}	200 5 5	0,64	89,60	–	–	17,25	35,2
7	SiO_3^{2-} Zn^{2+} CrO_4^{2-}	200 5 2	0,84	85,20	–	–	15,70	30,0

Na_2SiO_3 scade pînă la 30—33%. Amestecul cu $NaNO_2$, atît la concentrația de 5 mg/l CrO_4^{2-} cît și la 2 mg/l, prezintă eficiențe de 80—82%. În cazul amestecului pe bază de Na_3PO_4 s-au folosit concentrații diferite de CrO_4^{2-} (2—5mg/l). Și la temperatura ambiantă, și la temperaturile de 50—80°C, viteza de coroziune a oțelului nu crește peste $0{,}67 \cdot 10^{-2}$ g/m².h, ceea ce corespunde eficienței de 96,10%.

Din aceste date rezultă că fosfatul trisodic în amestec cu ioni de zinc și cromat formează un film pasivant ale cărui calități protectoare nu sînt modificate la creșterea temperaturii și la circulația mediului corosiv, eficiența lui nescăzînd sub 96%. De aceea determinările ulterioare s-au referit numai la acest amestec.

În figura 6 este prezentată variația vitezei de coroziune a oțelului-carbon în funcție de

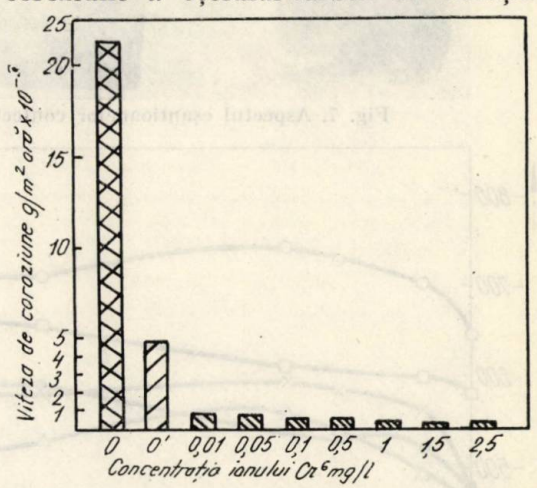


Fig. 6. Variația vitezei de coroziune a oțelului-carbon în funcție de conținutul de CrO_4^{2-} în amestecul pe bază de Na_3PO_4.

variaţia concentraţiei ionului CrO_4^{2-} în amestecul pe bază de Na_3PO_4.

În tabelul 4 se observă că influenţa pozitivă a ionului CrO_4^{2-} alături de Na_3PO_4 este considerabilă, chiar la concentraţii de 0,02 mg/l. La concentraţii mai mari de CrO_4^{2-}, viteza de coroziune nu se mai modifică decît în mică măsură ($0{,}64-0{,}34 \cdot 10^{-2}$ g/m².h), eficienţele rămînînd în jurul valorii de 96—98%. Aspectul eşantioanelor de lucru se prezintă în figura 7.

Proba-martor este notată „0", iar probele notate 1, 2 şi 3 sînt probele asupra cărora au acţionat inhibitorii (aspectul lor nu s-a modificat după 10 zile de imersie).

Tabelul 4

Influenţa ionului CrO_4^{2-} (în amestecuri de inhibitori) asupra vitezei de coroziune a oţelului în apă de răcire la temperatura de 80°C

Nr. crt.	Inhibitorii Denumirea	Conc. mg/l	Viteza de coroziune 10^{-2} g/m².h	Eficienţa %	Observaţii
0	Martor	0	22,40	—	
1	PO_4^{3-}	200	4,48	81,20	Suprafaţa corodată
2	PO_4^{3-} Zn^{2+} CrO_4^{2-}	200 5 0,02	0,64	96,20	Suprafaţa mostrei metalice nu s-a acoperit de coroziune. Nu şi-a modificat culoarea
3	PO_4^{3-} Zn^{2+} CrO_4^{2-}	200 2 0,10	0,64	96,20	
4	PO_4^{3-} Zn^{2+} CrO_4^{2-}	200 5 0,20	0,49	97,20	
5	PO_4^{3-} Zn^{2+} CrO_4^{2-}	200 5 0,50	0,49	97,80	

Observaţii microscopice

Observaţiile microscopice indică însă apariţia unor mici cantităţi de produşi de coroziune pe eşantioanele imersate în apa tratată cu amestecurile ce conţin 0,02—5,00 mg/l CrO_4^{2-}. Începînd cu concentraţia de 2 mg/l, nu apar produşi de coroziune.

Concentraţia de 2,00 mg/l CrO_4^{2-}, prezentînd un grad de poluare apropiat de concentraţia maximă admisă (STAS 4706/66) şi în acelaşi timp ridicînd apreciabil calitatea amestecului de inhibitori, se consideră „concentraţia optimă" în amestecul $Na_3PO_4 - ZnSO_4 - NaCrO_4$.

Determinări electrochimice

Pentru a avea o confirmare în plus asupra acţiunii de protecţie a inhibitorilor studiaţi, s-a procedat la determinarea potenţialului staţionar al oţelului-carbon în contact fiind cu apa de răcire tratată cu inhibitori şi cu apă de răcire ca atare. Curbele potenţial-timp se prezintă în figura 8.

Faţă de potenţialul oţelului în contact cu apa de răcire —645 mV, potenţialele pe care le capătă în apa tratată cu inhibitori s-au deplasat spre valori mai pozitive — 580 mV în cazul azotitului de sodiu şi $-465 \div -480$ mV în cazul fosfatului. În timp însă, potenţialul electrodului imersat în apa cu azotit se apropie de potenţialul electrodului-martor, astfel că după aproximativ 200 ore curbele se suprapun. În cazul electrozilor imersaţi în apa tratată cu fosfat, chiar şi după 700 ore, potenţialele îşi menţin valori mai nobile (cu aproximativ 100 mV) faţă de proba-martor, ceea ce se datoreşte formării filmului pasivant rezistent pe suprafaţa metalului.

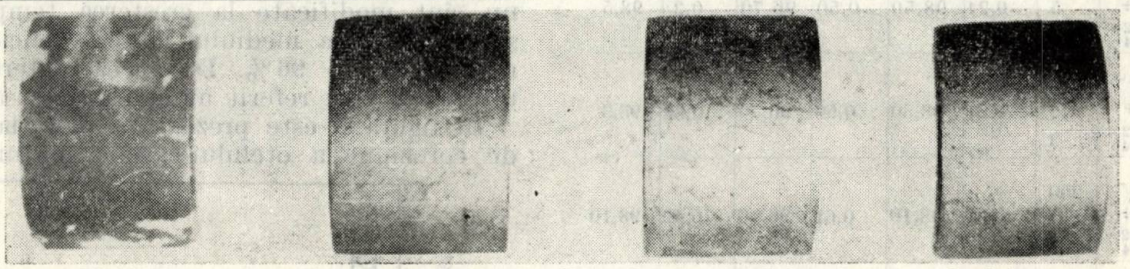


Fig. 7. Aspectul eşantioanelor confecţionate din oţel-carbon după imersia în apa de răcire.

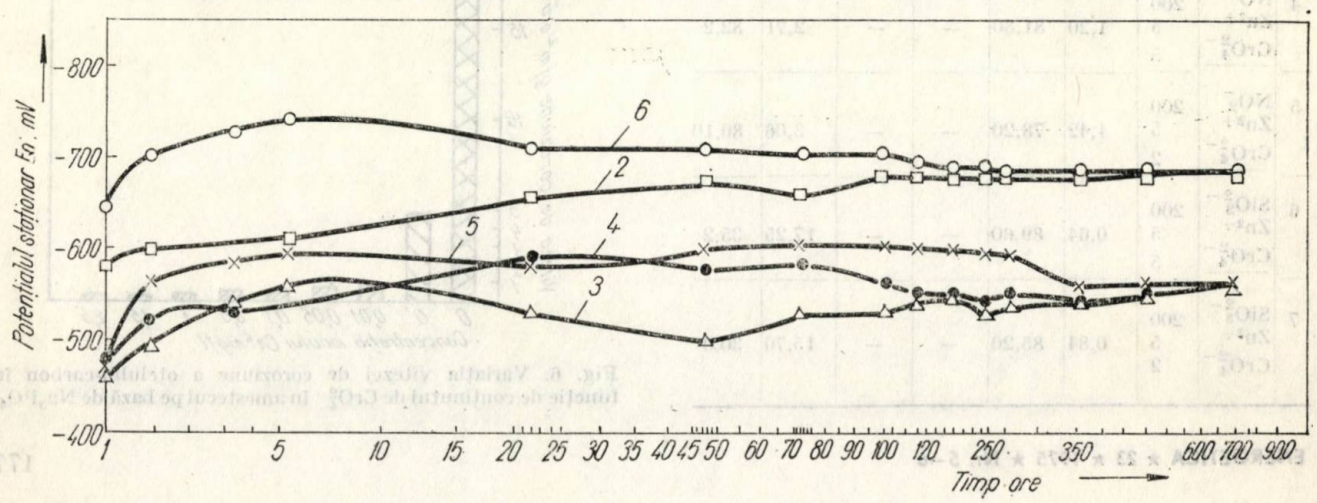


Fig. 8. Variaţia în timp a potenţialului oţelului-carbon în contact cu apa de răcire tratată cu inhibitori de coroziune, la temperatura de 25°C.

Bibliografie

[1] Radovici, O. ş.a. În: Revista de Chimie, 24, nr. 9, 1973, p. 696.
[2] Cone, C. S. În: Mat. Protection, 9, nr. 7, 1970, p. 33.
[3] Uhlig, H. H. Corrosion and Corrosion Control. La Habana, 1966, p. 80.
[4] Cartledge, G. H. În: Corrosion, 18, nr. 9, 1962, p. 316.
[5] Donahue, J. H. I.W.E. Air/Water, 1969, p. 62.
[6] Hales, W. W. Control Cooling Water Deposition. Betz Special Report, 1969.
[7] Pryor, M. J. ş.a. În: J. Electrochem. Soc., 99, nr. 12, 1952, p. 542.
[8] Hatch, C. G. În: Mat. Protection, 8, nr. 11, 1969, p. 31.
[9] Szklarska Smialowska, Z. ş.a. În: British Corrosion Journal, 5, nr. 9, 1969, p. 271.
[10] * * * Mat. Protection, 11, nr. 1, 1972, p. 31.
[11] Pryor, M. J. ş.a. În: J. Electrochem. Soc., 100, nr. 5, 1953, p. 203.
[12] Robertson, W. D. În: J. Electrochem. Soc., 98, nr. 3, 1951, p. 95.
[13] Weisstuch, A. ş.a. În: Corrosion, 28, nr. 8, 1972, p. 299.
[14] Evans, U. R. În: Electrochemica Acta, 16, nr. 11, 1971, p. 1825.
[15] Foley, R. T. În: Corrosion, 26, nr. 2, 1970, p. 58.
[16] * * * Mat. Protection, 11, nr. 4, 1972, p. 50.
[17] Uhlig, H. H. Corrosion et Protection, Ed. Dunod, 1970, p. 253.
[18] Donahue, J. M. În: Mat. Protection, 11, nr. 6, 1972, p. 19.
[19] Weisstuch, A. ş.a. În: Mat. Protection, 11, 1972, p. 23.

(Articol intrat în redacţie la 12 august 1974)

Analiza principalelor probleme apărute la efectuarea probei de descărcări parţiale la transformatoarele de măsură

Ing. **C. Moldoveanu**
şi ing. **Paula Budaşcă***

În ultimii ani, importanţa încercării echipamentului electric (în particular a transformatoarelor de măsură) la descărcări parţiale a devenit unanim recunoscută. Este tot mai clar faptul că efectuarea acestor probe serveşte atît constructorului, pentru aprecierea eficacităţii procesului tehnologic de uscare şi impregnare cu ulei sau răşină, cît şi utilizatorului, la urmărirea procesului de îmbătrînire în timp a izolaţiei şi pentru verificarea stării ei.

Neapreciind decît un aspect al calităţilor unei izolaţii, încercarea la descărcări parţiale completează şi nu înlocuieşte (cel puţin deocamdată) celelalte încercări şi măsurători ce se efectuează în prezent (încercările cu tensiune aplicată de frecvenţă industrială, cu tensiune indusă, cu impuls de tensiune şi măsurarea tg δ) [1]—[5].

Deşi pînă acum diferite metode de încercare au fost recomandate şi adoptate de cîteva colective de cercetare, totuşi nu s-a ajuns încă la o convenţie unanimă privind metoda de măsură, tensiunea, procedeul de încercare şi interpretarea rezultatelor.

Consideraţiile ce urmează vin să contribuie la elucidarea cîtorva dintre problemele enumerate mai sus şi care apar la măsurarea descărcărilor parţiale din izolaţia transformatoarelor de măsură.

1. Probleme legate de efectuarea măsurătorilor

1.1. *Alegerea mărimii care să caracterizeze intensitatea descărcărilor parţiale*

Aprecierile ce se fac în prezent asupra solicitării izolaţiei la descărcări parţiale au la bază măsurarea unor mărimi ca: sarcina aparentă q a unei descărcări individuale, curentul de descărcare mediu, debitul pătratic al sarcinilor aparente, pierderile în dielectric datorită descărcării şi nivelul perturbaţiilor radio.

Întrucît în majoritatea laboratoarelor de încercare nu există aparatură pentru măsurarea tuturor mărimilor indicate mai sus pentru caracterizarea intensităţii descărcărilor parţiale, este nevoie să se aleagă mărimile cele mai semnificative. La această alegere trebuie să se ţină seama de faptul că mărimea de măsurat trebuie să fie independentă de caracteristicile proprii ale obiectului de încercat, de construcţia circuitului de măsură şi de caracteristicile particulare ale aparatului de măsură.

a) *Sarcina aparentă q a unei descărcări individuale* este sarcina care, injectată instantaneu la bornele obiectului de încercat, va modifica momentan tensiunea între bornele sale cu aceeaşi cantitate ca descărcarea parţială însăşi. Această mărime diferă de sarcina reală ce apare în timpul descărcării, sarcina aparentă fiind mai mică decît sarcina reală.

Alegerea sarcinii aparente ca mărime fundamentală caracteristică unei descărcări individuale permite să se măsoare intensitatea descărcărilor individuale care se produc în anumite puncte particulare ale izolaţiei, independent de circuitul şi aparatul de măsură. În plus, această alegere poate fi justificată şi de următoarele considerente: poate determina cea mai mare

* Ing. Const. Moldoveanu este cercetător ştiinţific la ICEMENERG; ing. Paula Budaşcă — cercetător ştiinţific principal la ICEMENERG.

descărcare (deci se poate interpreta uşor), sarcina de transfer q este legată într-un mod simplu de energia descărcării w, poate fi uşor măsurată, constituie o mărime cu care se pot stabili şi compara sensibilităţile aparatelor de măsură, se pot urmări discontinuităţile în evoluţia fenomenului, discontinuităţi care adeseori se traduc prin declanşarea de descărcări în alte puncte decît acelea în care ele deja existau.

b) *Curentul de descărcare mediu I* este media sumei valorilor absolute ale sarcinilor aparente ale descărcărilor produse pe durata τ :

$$A = \frac{1}{\tau} \sum_{\nu(t)}^{\nu(t+\tau)} |q_\nu|, \qquad (1)$$

unde $\nu(t)$ desemnează rangul cronologic funcţie de timpul t al descărcărilor elementare succesive, sarcina aparentă a descărcării de rang ν fiind q.

Alegerea acestei mărimi este justificată prin faptul că ea măsoară efectul combinat al tuturor descărcărilor. La folosirea ei în practică se întîmpină dificultăţi, deoarece indicaţiile aparatelor de măsură sînt proporţionale cu mărimea de măsurat dacă impulsurile consecutive sînt separate în timp. Cînd însă frecvenţa de repetiţie a impulsurilor de descărcare este mai mare, fenomenele elementare nu mai pot fi considerate distincte, iar indicaţia aparatelor va fi eronată faţă de fenomenul real. În plus, folosirea ei implică şi dezavantajele comune tuturor mărimilor globale : nu se obţine nici o informaţie asupra celei mai mari descărcări prezente (deci este dificil de apreciat deteriorarea produsă de descărcări) ; sensibilitatea detectorului este greu de stabilit, ea depinzînd de mai mulţi factori, ca : numărul descărcărilor, constanta de timp a circuitului etc. ; sensibilitatea este mai mică decît pentru cazul observării unei descărcări individuale.

c) *Debitul pătratic al sarcinilor aparente q* este media sumei pătratelor sarcinilor aparente ale descărcărilor parţiale produse pe durata τ :

$$D = \frac{1}{\tau} \sum_{\nu(t)}^{\nu(t+\tau)} q_\nu^2. \qquad (2)$$

Alegerea aceste mărimi are avantajul că poate fi determinată cu aparate destul de simple şi că ţine seamă atît de descărcările cu intensitate redusă, cît şi de cele cu intensitate mare, acordînd o importanţă mai mare ultimelor. Are dezavantajele corespunzătoare folosirii mărimilor globale.

d) *Puterea P disipată prin descărcări parţiale* este puterea medie furnizată la bornele obiectului de încercat datorită descărcărilor parţiale în timpul unui interval de durată τ :

$$P = \frac{1}{\tau} \sum_{\nu(t)}^{\nu(t+\tau)} q_\nu U_\nu, \qquad (3)$$

unde U_ν reprezintă valorile instantanee de rang ν ale tensiunii la bornele obiectului de încercat.

Folosirea acestei mărimi în special la măsurătorile efectuate pe mostre de izolaţie are dezavantajul că, dacă se cunoaşte permitivitatea, distribuţia şi grosimea materialelor, curbele pierderilor pot fi analizate, putîndu-se separa pierderile produse de descărcări de celelalte pierderi.

e) *Perturbaţiile radio produse de descărcările parţiale.* Această mărime nu poate fi corelată în mod corespunzător cu amplitudinile reale ale descărcărilor parţiale [7].

Consideraţiile de mai sus fac să se tragă concluzia că sarcina aparentă q este cea mai potrivită mărime pentru aprecierea intensităţii descărcărilor parţiale.

1.2. *Aparatura de măsură*

Aparatele de măsurare a acestei mărimi se pot clasifica, din punctul de vedere al lărgimii benzii de frecvenţe de măsură, în : aparate de măsură în bandă largă (lărgimea benzii în general cuprinsă între 30 kHz şi 3 MHz) şi aparate de măsură în bandă îngustă (lărgimea benzii fiind în general de 9 kHz).

La alegerea frecvenţei de măsură se ţine seama de faptul că impulsurile de descărcare culese la bornele obiectului de încercare prezintă un spectru de frecvenţă foarte întins, din care nu se poate utiliza decît o parte, deoarece : este nevoie să se elimine tensiunea de frecvenţă industrială şi armonicile sale, frecvenţele ridicate sînt puternic atenuate de circuitul de legătură, a cărui frecvenţă de tăiere este fixată de impedanţa de măsură şi de diversele capacităţi ale circuitului, unele semnale parazite au frecvenţe preferenţiale, fapt ce a condus la construirea de aparate de măsură în bandă îngustă avînd frecvenţa centrală de măsură variabilă.

Utilizarea benzii înguste la măsurarea descărcărilor parţiale din izolaţia transformatoarelor, datorită posibilităţii rezonanţei obiectului de încercat în vecinătatea frecvenţei de măsură, poate să conducă la erori considerabile, în special cînd locul descărcărilor parţiale este în interiorul înfăşurării. În astfel de cazuri, erorile pot depăşi valoarea de 500%. De asemenea măsurarea nivelului descărcărilor parţiale în bandă îngustă la o anumită frecvenţă preferenţială (de ex. 1 sau 1,9 MHz) face să apară erori suplimentare, întrucît în procesul de încercare frecvenţa impulsului se modifică, în general ea nerămînînd constantă. Rezultă deci că cel mai convenabil este aparatul de măsură în bandă largă.

Un astfel de aparat a fost realizat la ICEMENERG (fig. 1), la baza elaborării caietului său de sarcini stînd cele mai recente norme şi recomandări internaţionale (VDE, CEI,

CAER etc.), prospecte de aparatură similară ale unor firme cu renume şi concluziile unor cercetări efectuate de autori în cadrul institutului.

Dintre performanţele de bază ale aparatului se menţionează următoarele : domeniul de măsură — de la 0,5 la 100 000 pC ; constanta

Fig. 1

aparatului — 0,15 pC ; spectrul de frecvenţă — de la 30 kHz la 3 MHz cu o neuniformitate în bandă de ± 3 dB ; intervalul de măsură (poarta electronică) — de la 0,1 la 20 ms ; impedanţa de intrare — 75 Ω ; impulsul de etalonare (de la generatorul din fig. 2) — front anterior 30 ns, front posterior 30 ns, durată 100 ns, amplitudine 10 V, sarcina impulsului 500 pC, frecvenţa de repetiţie a impulsurilor 100 Hz ; sarcina impulsului se citeşte pe instrumentul voltmetrului de vîrf inclus în aparat ; fenomenul de descărcare se poate vizualiza pe un osciloscop montat la ieşirea aparatului ; aparatura se alimentează de la reţeaua de 220 V, 50 Hz.

Impulsurile de descărcări parţiale culese de pe impedanţa de măsură sînt aplicate la intrarea amplificatorului de bandă largă prin intermediul unui atenuator calibrat, urmat de un filtru trece – sus, cu frecvenţă de trecere 30 kHz/3 dB. Semnalul de la ieşirea amplificatorului de bandă largă, avînd un factor de amplificare de ordinul a 10^4, este aplicat unui etaj de evaluare (voltmetru de vîrf), care include un etaj de integrare ce creează, pentru sarcina impulsului de descărcare, o tensiune proporţională cu sarcina.

Această tensiune produce printr-un etaj de amplificare diferenţial, cu impedanţă de intrare mare, deviaţia acului indicator.

Constanta de timp de încărcare a circuitului de integrare este astfel aleasă încît să urmărească variaţiile rapide ale sarcinii în timpul descărcărilor. Printr-o etalonare corespunzătoare a etajului de evaluare se poate determina amplitudinea impulsului de descărcare.

Aparatul este prevăzut cu o poartă electronică care dă posibilitatea studierii fenomenului de descărcare parţială pe porţiuni de undă sinusoidală a tensiunii de încercare, lărgimea porţii putînd fi variată între 0,1 ms şi 20 ms. La sfîrşitul timpului de poartă se anulează valorile sarcinii q. Procesul se reia cu frecvenţa tensiunii de încercare (50 Hz) la o anumită fază reglabilă între 0° şi 360°. Prin variaţia mărimii şi deplasarea poziţiei intervalului de măsură faţă de tensiunea de pe obiectul de încercat, se pot elimina porţiunile neinteresante ale impulsului recepţionat (se realizează astfel o lupă de măsură).

Generatorul de impulsuri de etalonare (fig. 2) permite controlul funcţionării aparatului şi verificarea sensibilităţii sale.

Fig. 2

1.3. *Influenţa condensatorului de legătură şi a impedanţei de măsură asupra formei şi mărimii semnalului de măsurat*

Pentru elucidarea acestei probleme s-a ţinut seamă de faptul că orice schemă de încercare şi de măsurare a descărcărilor parţiale se poate reprezenta schematic ca în figura 3, impulsul de descărcare fiind echivalat de semnalul dreptunghiular de la ieşirea generatorului de etalonare.

Scriind ecuaţiile matematice pentru circuitul electric reprezentat în figura de mai jos şi rezolvînd sistemul de ecuaţii cu ajutorul

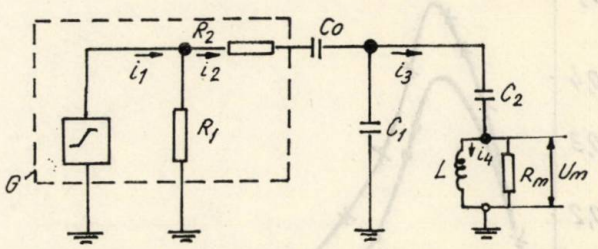


Fig. 3. Modelul matematic al schemei de încercare şi de măsură :

G – generatorul de impulsuri etalon ; C_0 – condensatorul de cuplare a generatorului ; C_1 – capacitatea echivalentă obiectului de încercat, a divizorului de tensiune capacitiv, iar uneori şi a transformatorului de încercare ; C_2 – condensator de cuplare ; L – bobină-filtru ; R_m – rezistenţă de măsură.

calculatorului numeric IBM—30 pentru diferite valori ale elementelor circuitului de încercare, a rezultat că :

— De la o anumită valoare, circa 500 pF, capacitatea condensatorului de cuplare in-

fluențează foarte puțin asupra amplitudinii semnalului de măsurat, pentru un obiect de încercare și o impedanță de măsură date (fig. 4).

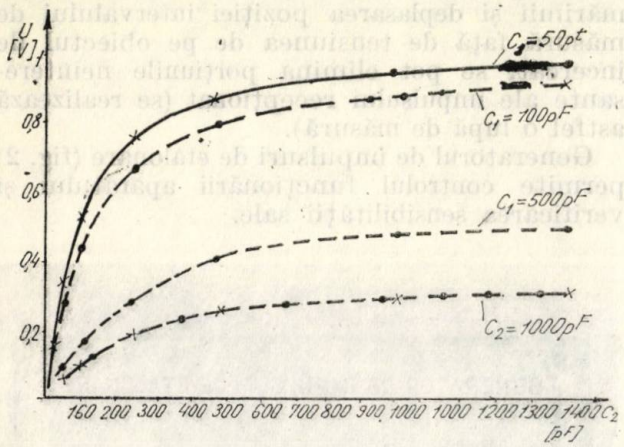


Fig. 4. Variația amplitudinii semnalului de măsurat funcție de capacitatea condensatorului de cuplare.

— Forma semnalului de descărcare ajuns la bornele de intrare ale aparatului variază funcție de capacitatea condensatorului de cuplare (fig. 5), însă această influență este neglijabilă pentru valori ale capacității mai mari de 500 pF. Deci, atît din punct de vedere al exigențelor efectuării măsurătorilor cît și din considerente economice, se poate spune că cea mai indicată valoare a capacității condensatorului de cuplare este de 500 pF pentru o impedanță de măsură de 60 Ω și orice capacitate echivalentă ar avea obiectul de încercat.

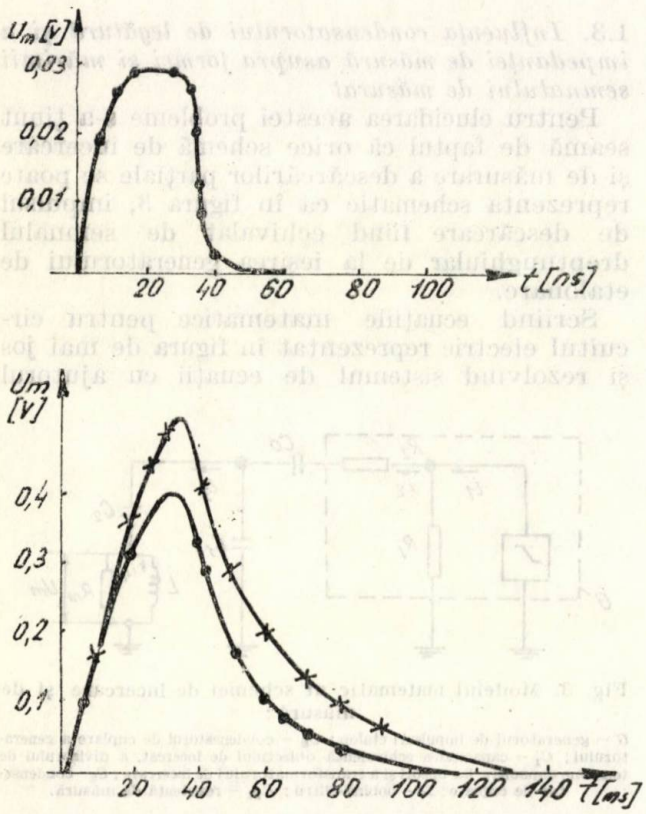


Fig. 5. Variația formei semnalului de măsurat funcție de capacitatea condensatorului de cuplare.

$C_1 = 500$ pF, $C_2 = 15$ pF
$C_1 = 500$ pF, $C_2 = 500$ pF
$C_1 = 500$ pF, $C_2 = 1500$ pF

— Din punctul de vedere al mărimii amplitudinii semnalului de măsurat și al posibilității apariției reflexiilor, impedanța de măsură trebuie să aibă o valoare aproximativ egală cu impedanța caracteristică a cablului de măsură (fig. 6).

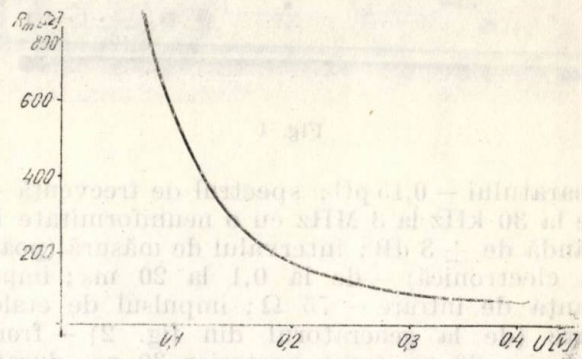


Fig. 6. Variația amplitudinii semnalului de măsurat funcție de valoarea rezistenței de măsură.

2. Probleme legate de valoarea tensiunii și de procedeul de încercare și interpretare a rezultatelor

Pînă în prezent punctele de vedere ale specialiștilor nu concordă în special asupra mărimii tensiunii de încercare, timpului (duratei) de aplicare, limitelor impuse nivelului descărcărilor parțiale etc. Metodele utilizate pe plan internațional se bazează mai mult pe măsurarea nivelului descărcărilor parțiale la anumite tensiuni și compararea rezultatelor obținute cu valorile-limită tolerate, stabilite pentru fiecare obiect în parte în diverse norme sau standarde, și mai puțin pe verificarea existenței ciclului de hysterezis sau a creșterii intensității descărcărilor parțiale la capătul palierului de tensiune de încercare, în urma solicitării izolației după un ciclu tensiune/timp dat.

În cadrul cercetărilor întreprinse de autori s-au folosit ambele metode de solicitare, condițiile de încercare corespunzînd prescripțiilor diferitelor norme și recomandări naționale și internaționale.

Cîteva din rezultatele obținute sînt prezentate în tabelul 1, menționîndu-se faptul că transformatoarele nr. 1, 3, 5, 7, 8 și 9 au funcționat în instalațiile sistemului energetic, celelalte transformatoare fiind luate direct de la fabrica constructoare.

Comparînd rezultatele obținute cu nivelele tolerate de diverse norme, rezultă că marea

Tabelul 1

Standardul sau norma după care s-au făcut probele	Tensiunea de presolicitare	Tensiunea de măsurare a descărcărilor parțiale	Nivelul-limită admisibil: Transformatoare de: tensiune	Nivelul-limită admisibil: Transformatoare de: curent	Rezultatele măsurătorilor: Transformatoare de tensiune tip; TIRMO 10/$\sqrt{3}$ kV (1)	TIRMO 10/$\sqrt{3}$ kV (2)	TIRMO 20/$\sqrt{3}$ kV (3)	Transformatoare de curent tip; CIRS 10 kV (4)	CIRS 10 kV (5)	CIRS 20 kV (6)	CIRS 20 kV (7)	CIPT 10 kV (8)	CIPT 10 kV (9)
Doc. CEI 38 (Netherland) 22 1971	0,7 $U_{inc.}$	U_m	100 pC	100 pC	428	121	272	887	3170	3000	5720	4000	2400
		0,65 U_m	20 pC		0	0	0	887	2720	2800	1960	980	2000
VDE 0414/1972	1,5/$\sqrt{3}U_n$	1,5/$\sqrt{3}U_n$	160 μV		239	267	325						
		1,3/$\sqrt{3}U_n$	60 μV		224	245	290						
		0,75/$\sqrt{3}U_n$	10 μV		0	0	0						
	1,3 U_m	1,3 U_m		160 μV				426	3350	600	605	6100	925
		1,1 U_m		60 μV				308	3200	595	572	5460	420
		0,65 U_m		10 μV				267	2000	592	542	505	58,5
Doc. CEI 38 (Secretariat) 43 1974	1,2 U_m	1,1 $Um/\sqrt{3}$	50 pC		0	0,6	0						
			12,5 μV		0	0	0						
		1,1 U_m		250 pC				724	4860	3200	6300	4200	2600
				62,5 μV				308	3200	595	572	5460	420

U_m – tensiunea maximă a sistemului;
U_n – tensiunea nominală a transformatorului;
$U_{inc.}$ – tensiunea de încercare de frecvență industrială.

majoritate a transformatoarelor încercate prezintă descărcări parțiale de intensitate relativ ridicată (peste limitele tolerate de norme). Este aceasta o concluzie certă că izolația acestor transformatoare este necorespunzătoare? Indiferent de circumstanțele atenuante care s-ar putea aduce, avînd în vedere că la stabilirea acestor nivele s-a ținut seama de o serie de parametri (particularități constructive, solicitări în condiții de exploatare, nocivitatea descărcărilor parțiale etc.), nivelele obținute în timpul experimentărilor efectuate ar trebui să constituie un semnal de alarmă atît pentru constructor cît și pentru exploatant, întrucît acțiunea descărcărilor parțiale poate fi o sursă serioasă de avarii.

Desigur că la cele de mai sus ar trebui dat un răspuns concludent prin cercetările de laborator asupra nocivității descărcărilor parțiale, la care să se țină seama de toți parametrii importanți specifici condițiilor din țara noastră.

Concluzii

Analiza principalelor considerente care stau la baza alegerii uneia sau mai multor mărimi care să caracterizeze intensitatea descărcărilor parțiale din izolația echipamentului electric de înaltă tensiune și a domeniului frecvenței de măsură a permis stabilirea caracteristicilor de bază ale aparatelor de măsură a descărcărilor parțiale. Pornind de la aceste caracteristici, s-a realizat la ICEMENERG un aparat de măsură a sarcinii aparente q în bandă largă, performanțele lui îndeplinind condițiile impuse de VDE, recomandările CEI, CAER, CIGRE etc.

Elementele schemei de măsură (condensatorul de cuplare, impedanța de măsură etc.) joacă un rol deosebit asupra preciziei de efectuare a măsurătorilor.

Problema interpretării rezultatelor nu poate fi rezolvată definitiv pînă ce nu se stabilește nocivitatea descărcărilor parțiale asupra izolației. Simpla comparare cu nivelele impuse de normele străine poate să ducă la interpretări eronate.

Bibliografie

[1] Borisoglevski, P. V. *Fiziceskie osnovi i metodi profilakliki promîșlennoi izoliații*. Gosenergoizdat, Moscova, 1949.

[2] Kreuger, F. H. *Discharge detection in high voltage equipment*. Londra, 1964.

[3] Wendling, J. *Décharges partielles dans les isolations. Procédés de mesure. Applications*. În: Bull. de la Direction des études et recherches, Serie B, nr. 1, 1971.

[4] Knosp, R. *La mesure de l'intensité des décharges partielles dans les transformateurs*. În: Bull. LCIE, nr. 34, 1962.

[5] Lemke, E. *Ein neues Verfahren zur breitbandigen Messung von Teilentladungen*. În: Elektrie, nr. 11, 1969.

[6] Zwicnagl, W. *Dielektrische Abnahmemessungen an Leistungstransformatoren und Messwandlern aus der Sicht des Betreibers*. În: E. und M., nr. 5, 1970, p. 256–266.

[7] Harrold, R. T. *The relationship between the picocoulomb and microvolt for corona measurements on H.V. transformers and other apparatus*. În: IEEE PAS, nr. 2, 1973, p. 187–198.

(Articol intrat în redacție la 15 martie 1975)

Observaţii asupra cîmpului electric din staţiile exterioare de transformare de înaltă tensiune

Conf. dr. ing. V. Stoica
şi ing. S. Crişan*

În instalaţiile energetice de înaltă tensiune se produc cîmpuri electrice alternative de valori mari, din care cauză sînt necesare măsuri de protecţie pentru personalul care deserveşte aceste instalaţii. Pentru a putea elabora instrucţiuni şi mijloace de protecţie trebuie cunoscute valorile cîmpurilor electrice. Măsurarea acestor cîmpuri este dificilă, deoarece instrumentul de măsură deformează cîmpul existent în locul respectiv.

În literatura de specialitate se prezintă un aparat care măsoară cîmpul electric prin intermediul unui miliampermetru conectat între pămînt şi un electrod plasat în locul în care se măsoară cîmpul [1]. Metoda de măsură introduce erori mari, neputîndu-se preciza valoarea cîmpului electric în absenţa instrumentului de măsură.

Autorii articolului de faţă au construit şi au experimentat un aparat sub forma unui dipol sferic cu care se poate măsura cîmpul electric, cu erori de măsură de ordinul procentului şi care nu deformează sesizabil cîmpul în prezenţa sa.

Cu ajutorul acestei instalaţii de măsură s-au executat măsurări în staţiile de transformare de 400 şi 220 kV, în reţele de 400 kV, atît în absenţa omului cît şi în prezenţa sa, omul fiind izolat sau neizolat faţă de pămînt. În cele ce urmează se prezintă cîteva observaţii asupra rezultatelor obţinute.

Descrierea dipolului sferic

Aparatul de măsură este constituit din două semisfere goale cu diametrul de 100 mm, în interiorul cărora este plasată schema de măsurare. Dimensiunile reduse ale dipolului astfel construit permit măsurarea cu erori relativ mici, deoarece dimensiunile spaţiului în care se plasează sfera sînt de 50—100 ori mai mari [2], [3].

Dacă se plasează dipolul într-un cîmp electric de valoare E_0, între cele două semisfere apare un curent indus a cărui valoare depinde de cîmpul E_0, de raza r a sferei, de pulsaţia ω a cîmpului şi de permitivitatea ε_0 a vidului. Se demonstrează [2] că acest curent are valoarea :

$$I = \beta E_0 3\pi\varepsilon_0 \omega r^2, \qquad (1)$$

putînd servi deci la măsurarea cîmpului E_0. Coeficientul β este dependent de configuraţia cîmpului, însă în cazurile concrete diferă foarte puţin de 1. În consecinţă, instrumentul care măsoară curentul I se poate grada direct în unităţi de cîmp electric.

La o cercetare cantitativă a relaţiei (1) se poate observa că, pentru valori uzuale ale cîmpului E_0, curentul I are valori de ordinul $10^{-7} \div 10^{-8}$ A. Din acest motiv, în instalaţia construită s-a utilizat un sistem de amplificare. Schema de amplificare utilizează un amplificator operaţional la care se reglează rezistenţa de reacţie pentru a se realiza diferite sensibilităţi de măsurare. În acest fel s-au obţinut domeniile de măsură 0—2 ; 0—10 ; 0—40 ; 0—100 kV/m. Întreaga schemă de amplificare, sursele de alimentare şi instrumentul indicator sînt plasate în interiorul sferei constituite de cele două semisfere ale dipolului, printr-un interstiţiu din planul ecuatorial al sferei putîndu-se citi indicaţia instrumentului.

Etalonarea dipolului sferic s-a făcut prin trei metode pentru a se obţine garanţia unei măsuri corecte. Prima metodă a utilizat relaţia (1), în care scop s-a trecut un curent de valoare cunoscută prin dipol şi s-a gradat instrumentul indicator din dipol în unităţi de cîmp corespunzător valorilor ce rezultă din relaţia (1). A doua metodă a constat din realizarea unui cîmp electric alternativ într-un condensator plan cu armături de 5×5 m^2, cu distanţă de 3 m între ele. În acest cîmp a fost introdus dipolul sferic. Valoarea cîmpului s-a calculat din tensiunea aplicată condensatorului plan, rezultînd o etalonare pentru indicaţia instrumentului introdus în dipol. A treia metodă a utilizat un condensator sferic concentric cu dipolul de măsură. Din tensiunea aplicată condensatorului sferic s-a calculat cîmpul electric din interior şi a rezultat etalonarea instrumentului din dipol. Cele trei metode au dat curbe de etalonare suficient de apropiate, diferenţele dintre valori fiind în limitele claselor de precizie ale instrumentelor cu care s-au măsurat curentul, tensiunea, distanţele, frecvenţa.

Pentru ilustrarea afirmaţiilor privind precizia instrumentului se prezintă în figura 1, pentru două domenii de măsură, curba erorilor raportate calculate conform relaţiei (2), în funcţie de deviaţia instrumentului.

$$\Delta E_r = \frac{E_1 - E_s}{E_{1\,max}} 100. \qquad (2)$$

În relaţia (2) s-a notat cu ΔE_r eroarea raportată, cu E_1 cîmpul electric rezultat din etalonarea prin curent, iar cu E_s cîmpul electric rezultat din etalonarea în condensator sferic.

* Autorii lucrează la Institutul politehnic Timişoara.

După cum se vede din figură, erorile nu depășesc 2%.

Din observațiile de laborator a rezultat că într-un cîmp electric cu valori mai mari de 500 V/m, prezența omului la o distanță mai

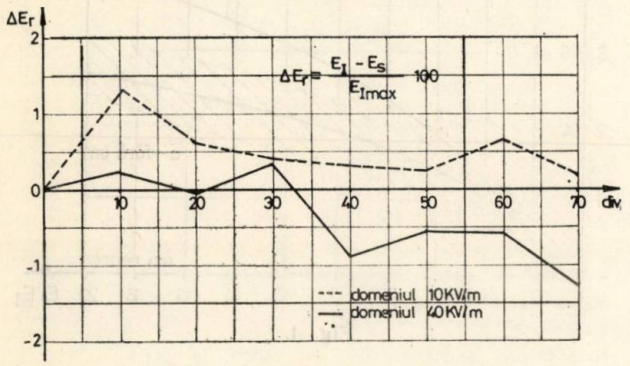


Fig. 1

mare de 1,5 m nu influențează indicația instrumentului din dipoli. Plasînd omul la o distanță între 0,5 și 1,5 m de dipol, indicația acestuia se modifică cu maximum 1% din deviația maximă.

Din aceste constatări a rezultat lungimea tijei izolate cu care este susținut dipolul în cîmp electric. Tija izolată trebuie să se apropie de dipolul de măsură prin planul ecuatorial al acestuia, deoarece dipolul măsoară cîmpul electric de pe direcția polilor săi.

Cîmpul electric în zona liniilor de 400 kV

Utilizînd dipolul construit, autorii au măsurat cîmpul electric într-un plan vertical la mijlocul deschiderii dintre doi stîlpi de 400 kV, la 1,8 m deasupra solului, planul fiind perpendicular pe axa liniei. În figura 2 se prezintă curba valorilor cîmpului electric măsurat în absența și prezența omului. Prezența omului

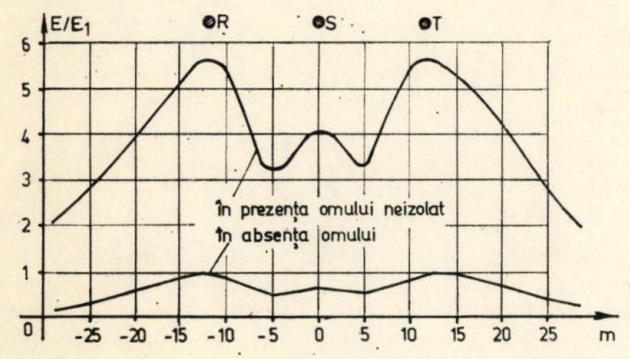


Fig. 2

neizolat în cîmpul electric a determinat creșterea valorilor acestuia la 5—6 E_1 prin reducerea distanței dintre conductoarele active și pămînt și prin accentuarea neuniformității cîmpului, ale cărui linii s-au concentrat în jurul părții superioare a omului.

Cu E_1 s-a notat cîmpul electric de sub o fază extremă în absența omului.

Cîmpul electric existent în jurul unui stîlp metalic de 400 kV la 1,8 m de la sol și la 0,5 m de părțile metalice ale stîlpului ating valori de 0,1—0,3 E_1, fiind deci cu mult mai mici.

Într-o zonă de paralelism între două linii de 400 kV, una dintre linii fiind scoasă de sub tensiune și pusă la pămînt, cîmpul electric existent în zona stîlpului liniei pămîntate, la înălțimea conductoarelor active și a izolatoarelor de susținere, atinge valori de ordinul a 0,3—0,6 E_1. Cîmpul electric existent în apropierea părților metalice ale stîlpului de 400 kV, la 5 m sub conductoarele active aflate sub tensiune, atinge valori de ordinul a 8—10 E_1, zona fiind accesibilă la lucrări sub tensiune.

Cîmpul electric în stații de 400 kV

Cîmpul electric într-o stație de 400 kV depinde de locul considerat existînd diferențe mari, după cum sînt distanțele față de părțile aflate sub tensiune. Cele mai mari valori se măsoară sub cuțitele separatoarelor aflate sub tensiune. Luînd ca unitate cîmpul electric E_1 de sub faza unei linii la mijlocul distanței între doi stîlpi, sub separatoare se găsesc cîmpuri de 3—4 ori mai mari. În zonele periferice ale stației, cîmpul electric abia atinge 0,8—1,2 ori E_1, valorile mari obținîndu-se la gardul paralel cu conductoarele care constituie barele principale ale stației.

În prezența omului, aceste valori cresc în funcție de izolația omului față de pămînt, fiind în general de 6—7 ori mai mari dacă omul este neizolat.

În stația de 400 kV s-a măsurat cîmpul electric existent într-o celulă scoasă de sub tensiune și pusă la pămînt, restul stației fiind în funcțiune. În jurul aparatelor de comutare se găsesc cîmpuri electrice dependente de poziția aparatului față de barele aflate sub tensiune. La separatoare cîmpul are valori de ordinul 6—15 E_1, iar deasupra transformatoarelor de curent sau tensiune valori de 4—6 E_1.

Alura cîmpului electric în zona unui întreruptor de 400 kV pus la pămînt este prezentată în figura 3.

Valoarea cîmpului este mare în partea întreruptorului mai apropiată de barele stației și are maxime descrescînde deasupra fiecărei conexiuni dintre poli. În prezența omului care

execută revizia întreruptorului, cîmpul are în general valori de două ori mai mari, iar variația sa nu mai are salturi pronunțate.

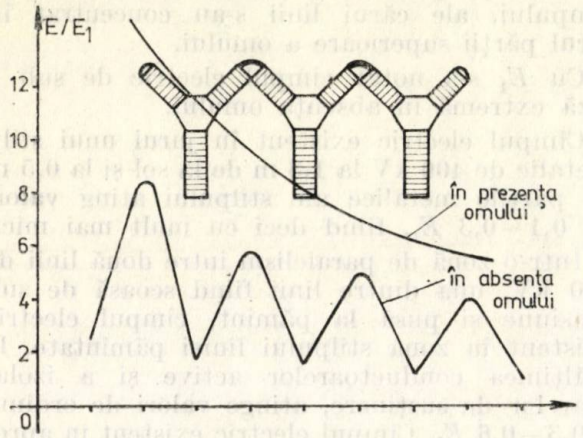


Fig. 3

Influența omului asupra valorilor cîmpului electric din rețelele de 400 kV

Prezența omului modifică cîmpul în funcție de modul în care este izolat față de pămînt și de valoarea cîmpului existent în absența sa. Dintr-un număr mare de măsurări, în figura 4 se prezintă curba *a*, care arată în medie modul cum se schimbă cîmpul electric în partea superioară a corpului uman în funcție de cîmpul electric existent în absența lui. În aceeași figură sînt prezentate, printr-o zonă haşurată, diversele rezultate ale măsurărilor efectuate. Marea dispersie a măsurărilor se explică prin configurația foarte variată a conductoarelor care au creat cîmpul electric în diferite puncte din stație. În aceeași figură, curba *b* arată modul de variație a cîmpului electric existent

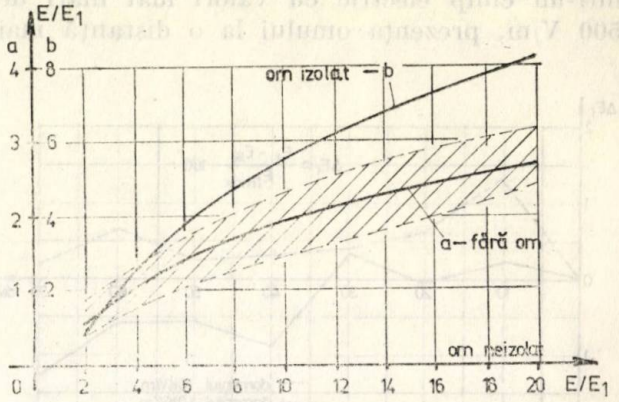


Fig. 4

în prezența omului izolat cu cizme de cauciuc și cu cască de protecție, în funcție de cîmpul existent în prezența omului neizolat. Se constată că echipamentul de protecție reduce în medie la jumătate cîmpul electric existent în partea superioară a corpului uman.

Bibliografie

[1] Miller, Ch. J. Jr. *The measurement of electric fields in live line working.* În: IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems, PAS—86, nr. 4, apr. 1967, p. 493—498.

[2] Pop, E., Stoica, V. și Crișan, S. *Măsurarea intensității cîmpului electric alternativ.* Comunicare la Sesiunea științifică, I.P.T. din 16—18 iunie 1974.

[3] Lawton, A. R. *New Standard of Electric Field Strength* În: IEEE Transactions of Instrumentation and Measurement, vol. I M—19, nr. 1, febr. 1970, p. 45—51.

(Articol intrat în redacție la 13 ianuarie 1975)

Recenzii

LOUIS PUISEUX. **Energia şi dezordinea postindustrială — eseu asupra creşterii energetice** (L'énergie et le désarroi post-industriel — essai sur la croissance énergétique). 2 vol., 188 p. + 185 p., Editura Hachette, 1973.

Cartea constituie o încercare de a răspunde unor întrebări fundamentale în legătură cu viitorul alimentării cu energie electrică în condiţiile industrializării puternice la care asistăm pe plan mondial.

Autorul, doctor în ştiinţe economice, lucrează în cadrul serviciului de studii economice generale al întreprinderii naţionale franceze de producere şi distribuţie a energiei electrice „Electricité de France".

De la început este necesar să remarcăm faptul că Louis Puiseux consideră industrializarea ca un fenomen ireversibil, în prezent singura cale pentru ca o mare parte a umanităţii să poată atinge un nivel de trai comparabil cu cel al ţărilor dezvoltate.

Primul volum cuprinde o expunere mai generală privind previziunea şi metodele sale în sectorul energetic, destinată şi cititorilor mai puţin avizaţi.

Al doilea volum — „Dosarul metodologic al energiei şi dezordinii postindustriale" — este de fapt un complement al primului şi cuprinde în esenţă econometria previziunii cererii de energie electrică.

Capitolul I al primului volum, denumit „Era petrolului", descrie stadiul actual al sistemului energetic marcat de dominaţia petrolului. Se prezintă rolul petrolului faţă de celelalte forme de energie primară şi evoluţia previzibilă a consumului de petrol. Al doilea capitol, „Pătrunderea nuclearului", constituie o expunere de motive în favoarea energiei nucleare. Se apreciază competitivitatea centralelor nucleare în contextul înlocuirii petrolului şi folosirii altor tehnici de producere a energiei electrice şi sînt analizate pe larg efectele producerii energiei nucleare asupra mediului înconjurător. Capitolul III, „Creşterea", se referă la problemele creşterii (populaţiei, producţiei materiale) şi consecinţele asupra producerii de energie. Ultimul capitol — IV, „Energie şi civilizaţie", schiţează rolul energiei în civilizaţia umană, din era silexului pînă la ordinatoarele de astăzi.

Urmează patru anexe, care cuprind rezumate şi extrase din : „Mesajul asupra energiei" din aprilie 1973 al preşedintelui S.U.A., Nixon, raportul lui J. W. Levy „Pentru o politică energetică atlantico-japoneză", cartea lui C. Guedenay şi G. Mendel „Angoasa atomică şi centralele nucleare", discuţii cu Claude Levy-Strauss.

Bibliografia cuprinde un număr de 48 de titluri.

Partea a doua a lucrării, dosarul metodologic, expune diversele metode econometrice folosite în prezent pentru prevederea cererii de energie electrică cît şi felul în care aceste previziuni influenţează politica de investiţii. Volumul cuprinde 8 capitole şi 6 anexe. Trebuie să precizăm că această parte se adresează în mod deosebit lucrătorilor din domeniul economiei energiei electrice, dar, aşa cum arată şi autorul, ea nu poate fi separată de prima parte a lucrării.

Un prim capitol, „Concepţia viitorului", pune problema necesităţii previziunii şi se leagă direct de capitolul II, denumit explicit „În ce fel previziunea comandă decizia de investiţie", care analizează succesiv patru aspecte :

— previziunea necesarului de energie în „perioada critică" ;
— probabilitatea avariilor,
— costul avariei ;
— probabilizarea combinată a previziunii cererii şi ofertei de energie electrică.

Tot acest capitol mai cuprinde o notă privitoare la obţinerea şi costul energiei de vîrf.

În capitolul III — „Metodologia previziunii" — se face o descriere generală a modelelor previziunii econometrice, considerîndu-se două tipuri principale : modele *autonome* şi modele *condiţionale*. Primele presupun că consumul de energie electrică depinde numai de timp (prototipul acestui model este cunoscuta lege a „dublării în zece ani"), iar al doilea tip de modele intervine cu alte variabile, numite *„explicative"*. O altă clasificare se face după felul în care sînt tratate diferenţele reziduale (cu caracter aleatoriu) dintre valorile observate şi valorile teoretice medii, în modele tendenţiale şi modele adaptative. De asemenea, metodele considerate vor fi globale (privitoare la cererea globală de energie electrică) sau analitice (care ţin seama de specificul fiecărui consumator). Pe de altă parte, se arată că întinderea perioadei de observaţie necesară previziunii trebuie să fie de acelaşi ordin de mărime cu întinderea perioadei pe care operează previziunea. Urmează expunerea diverselor metode econometrice :

— extrapolările exponenţiale şi logistice care trasează evoluţia viitoare a unei mărimi plecînd numai de la valorile observate în trecut (cap. IV, „Metodele de extrapolare") ;

— modelele cu variabile explicative (în domeniul industrial, de exemplu, acestea sînt : volumul producţiei, randamentul electric al proceselor de fabricaţie, schema de substituţii posibile între electricitate şi alţi factori de producţie), care pun accentul pe interdependenţa structurală a variabilelor considerate (cap. V, „Variabile explicative") ;

— alte metode complementare sau combinaţii între cele două mari familii de modele (Cap. VI, „Alte metode").

Urmează capitolul VII — „Articularea diverselor metode, arbitrar şi control" — referitor la aplicarea diverselor proceduri în funcţionarea reală a unei întreprinderi.

În ultimul capitol — cap. VII, „Prospectiva" — sînt schiţate obiectul şi metodele prospectivei, cît şi argumentele în favoarea înlocuirii econometriei de către prospectiva pe termen lung.

Anexele cuprind exemple de aplicaţie ale modelelor (anexele 1, 2, 3) cît şi previziuni asupra consumului de energie electrică în cazuri specifice (anexele 4, 5, 6).

Bibliografia cuprinde un număr de 30 de titluri.

Întreaga lucrare este bogat şi clar ilustrată, cuprinzînd un număr de 22 de grafice şi 15 tabele. De asemenea este remarcabil faptul că sînt prezentate numeroase exemple concrete de calcul din practica profesională a autorului.

În concluzie apreciem că lucrarea este deosebit de utilă atît inginerilor din reţeaua de producere şi distribuţie a energiei electrice, cît şi cercetătorilor, cadrelor didactice universitare care studiază problemele ce se pun astăzi în legătură cu viitorul alimentării cu energie electrică.

Dr. ing. **Petre Roman**

În atenţia cititorilor:

Informăm pe specialiştii energeticieni şi pe toţi cei interesaţi în cunoaşterea nivelului de dezvoltare a ramurii energiei electrice şi termice că a apărut lucrarea "Breviar statistic pentru energia electrică şi termică", ediţia 1975.

Conţinînd cele mai recente date privitoare la evoluţia ramurii energiei electrice şi termice din România şi din alte ţări, breviarul este un document de lucru valoros şi util, constituind o sursă de bază în activitatea de cercetare, proiectare şi conducere a unităţilor M.E.E.

Lucrarea se află la serviciile tehnice, bibliotecile şi conducerile unităţilor M.E.E.

Revista „ENERGETICA" — organ al Ministerului Energiei Electrice şi al Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor din R.S. România. Redacţia: Bucureşti, Bd. Magheru 33, Sectorul 1. Telefon: 154470. Instituţiile pot achita abonamente pentru biblioteci şi cabinete tehnice în contul de virament nr. 30.11.8.01.01. BN R.S.R. — Sectorul 4. Tarif pentru întreprinderi: lei 100 anual. Tarif pentru abonamente individuale: lei 30 anual. Preţul unui exemplar: 5 lei. Taxele poştale achitate anticipat, conform aprobării D.G.P.Tc. nr. 137/125/1975

4976 MXI 04

E 2039

R REFERATIVA

MW

7-8

energetica

VOLUMUL XXIII
BUCUREŞTI
IULIE — AUGUST 1975

0 6 12 18 24

ICEMENERG

INSTITUTUL DE CERCETĂRI ȘI MODERNIZĂRI ENERGETICE

ICEMENERG

EXECUTĂ CERCETĂRI ȘTIINȚIFICE PENTRU ASIGURAREA :

- dezvoltării sistemului energetic ;
- exploatării sigure și economice a instalațiilor din sistemul energetic ;
- continuității și siguranței în alimentarea consumatorilor ;
- ridicării nivelului tehnic în proiectarea, construcția și exploatarea instalațiilor de producere, transport și utilizare a energiei electrice și termice.

ICEMENERG

ACORDĂ ASISTENȚĂ TEHNICĂ PRIN STUDII, CERCETĂRI ȘTIINȚIFICE ȘI SERVICE ÎN DOMENIILE :

- sisteme, stații și rețele electrice ;
- producerea și utilizarea energiei electrice ;
- tehnica tensiunilor înalte ;
- automatizare ;
- instalații termomecanice ale centralelor termoelectrice și de termoficare ;
- chimia centralelor termoelectrice ;
- hidrotehnică industrială în centrale termoelectrice ;
- centrale hidroelectrice ;
- cercetări economice și organizarea științifică a producției.

ICEMENERG

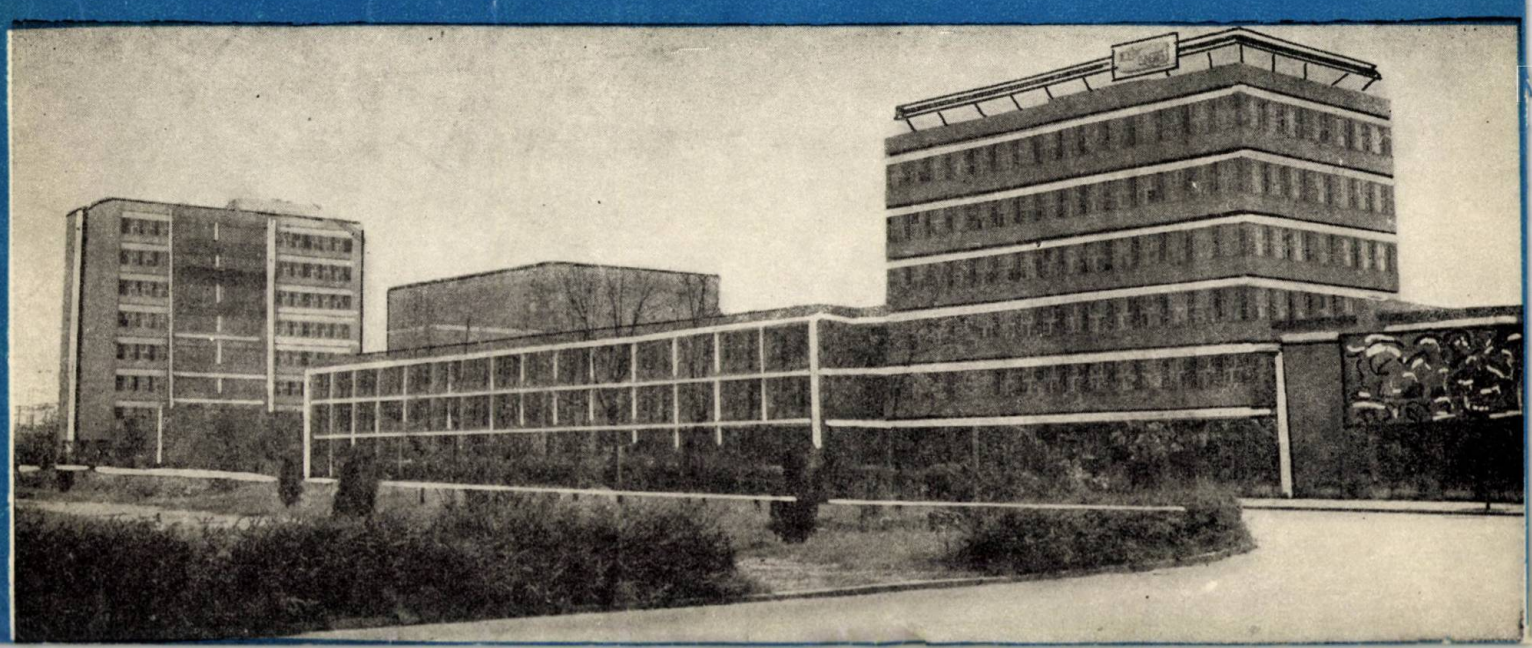
PRODUCE APARATE ȘI ECHIPAMENTE SPECIALE DE MICĂ SERIE PENTRU :

- instalații de telemecanică ;
- instalații de telecomunicații ;
- instalații de automatizare și protecție prin relee ;
- aparataj pentru dotarea laboratoarelor de încercări în centrale, stații și rețele electrice.

ICEMENERG

EFECTUEAZĂ LUCRĂRI DE SERVICE PE BAZĂ DE CONTRACTE CU ÎNTREPRINDERI EXPORTATOARE ÎN ROMÂNIA, PENTRU APARATE DE MĂSURĂ ȘI CONTROL ELECTRICE ȘI ELECTRONICE ÎN PERIOADA DE GARANȚIE A ACESTORA.

București, Bd. Energeticienilor, nr. 8, sect. IV
Tel. 21.46.30



ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ES DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

ENERGETICA

ORGAN AL MINISTERULUI ENERGIEI ELECTRICE
ȘI AL CONSILIULUI NAȚIONAL AL INGINERILOR ȘI TEHNICIENILOR
DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

ANUL 23 Nr. 7–8 1975

Cuprinsul

		Pag.
A. Leca, L. Ionescu și *N. Stan*	**Calculul schimbătoarelor de căldură de suprafață cu depuneri**	189
M. G. Pop, A. Ruiu și *M. A. Staicu*	**Comparație între generatoarele verticale de abur cu circulație naturală și forțată pentru sisteme nucleare de producere a aburului tip PWR**	194
E. Urcan, R. Urcan și *Th. Ciselski*	**Metodă de simulare numerică cu aplicație la bucla de reglare a temperaturii aburului suprainclzit**	202
D. Ivas, N. Sufletel și *M. Grigoriu*	**Asupra unor scheme de distribuție urbană la medie tensiune**	210
S. Darie și *Gh. Baka Naghy*	**Utilizarea metodelor de sinteză pentru determinarea echivalenților reduși de sistem**	213
E. Covar	**Particularități ale utilizării unor tipuri de protecții prin relee într-un combinat chimic cu proces tehnologic continuu**	218
D. Pătrășescu	**Calculul efectului termic al curenților de scurtcircuit în cazul participării importante a motoarelor asincrone**	226

Revista apare sub îndrumarea
Consiliului științific
al Institutului central de cercetări energetice

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 621.039.542:536.24

Лека, А., Ионеску, Л. и Стан, Н.: **Вычисление теплообменников поверхности**

Представляется явление отложений в аппаратах теплообмена через поверхность, систематизируя информации, которыми сегодня располагает литература по специальности. Также представляются аспекты, касающиеся механизма отложений, методы и нормы технического и экономического вычисления теплообменников с отложениями, используемыми в настоящее время, а также эволюция отложений во времени.

Energetica 23 (1975), № 7—8, стр. 189

ДК 621.311.2:621.039.524.44.034.44.036.2

Поп, М., Г., Руйу, А. и Стайку, М. А.: **Сравнение между парогенераторами с натуральной и принудительной циркуляцией для ядерных систем по производству пара, типа реактора с водой под давлением**

Выводы из этой работы отмечают основные характеристики парогенераторов с принудительной циркуляцией, рекомендуя их для будущих конструкций энергетических ядерных оборудований в Румынии.

Energetica 23 (1975), № 7—8, стр. 194

ДК 621.18:621.59:681.32

Уркан, Э., Уркан, Р., и Чисельский, Т.: **Метод цифрового моделирования одной петли автоматического регулирования температуры перегретого пара**

Авторы представляют характеристики языков цифрового моделирования с применением в языке КСМН 1130, в случае цифрового моделирования петли регулирования температуры перегретого пара.

Energetica 23 (1975), № 7—8, стр. 202

ДК 621.311.1:719

Ивас, Д., Суфлецел, Н. и Григориу, М.: **Относительно некоторых схем городского распределения на среднем напряжении**

Предлагаются новые решения для схем снабжения электроэнергией городских зон.

Energetica 23 (1975), № 7—8, стр. 210

ДК 621.317.73.001.57

Дарие, С. и Нагу, Б. Г.: **Использование методов синтеза для определения сокращенных эквивалентов системы**

Работа представляет один новый алгоритм для непосредственного определения через технологический синтез сокращенных эквивалентов на основе матрицы узлового импеданса.

Рассматривается математическая модель, алгоритм и вычислительная программа для определения сокращенных эквивалентов системы.

Energetica 23 (1975), № 7—8, стр. 213

ДК 621.316.925:66.013

Ковар, Е.: **Особенности некоторых типов релейной защиты в химическом комбинате с постоянным технологическим процессом**

Energetica 23 (1975), № 7—8, стр. 218

ДК 621.316:621.3.014.

Пэтрэшеску, Д.: **Вычисление теплового эффекта токов короткого замыкания в случае важного участия асинхронных моторов**

Рассматривается предложение по улучшению вычислительной методологии участия моторов в токах короткого замыкания в распределительных сетях.

Energetica 23 (1975), № 7—8, стр. 226

INHALTSVERZEICHNIS

DK 621.039.542: 536.24

Leca, A., Ionescu, L. und *Stan, N.*: **Die Berechnung der Oberflächenwärmeaustauschern**

Die Erscheinung der Ablagerungen in den Oberflächenwärmeaustauschern wird dargestellt, durch die Systematisierung der wenigen Informationen, die in der heutigen Literatur zu finden sind. Es werden auch Aspekte betreffs des Mechanismusses der Ablagerungen, Methoden und Normen für die technische und ökonomische Berechnung der Ablagerungen in den Wärmeaustauschern vorgeschlagen und sogleich wird ihre historische Entwicklung vorausgesehen.

Energetica 23 (1975), H. 7—8, S. 189

DK 621.311.2: 621.039.524.44.034.44.036.2

Pop, M. G., Ruiu, A. und *Staicu, M. A.*: **Vergleich zwischen den Dampferzeugern mit natürlichem- und Zwangsdurchlauf für atomische Dampferzeuger Typ PWR**

Die Schlussfolgerungen der Arbeit unterstreichen die besseren Charakteristiken der Zwangsdurchlaufdampferzeuger, wodurch sie für die zukünftigen atomischen energieerzeugenden Ausrüstungen vorgeschlagen werden.

Energetica 23 (1975), H. 7—8, S. 194

621.18: 621.59: 681.32

Urcan, E., Urcan, R. und *Ciselski, Th.*: **Numerische Simulationsmethode einer automatischen Temperaturregelungsschleife für den übererhitzten Dampf**

Die Verfasser stellen die Charakteristiken der numerischen Simulationssprachen mit Anwendung auf die CSMP 1130 Sprache vor, im Falle der numerischen Simulation einer Temperaturregelungsschleife des übererhitzten Dampfes.

Energetica 23 (1975), H. 7—8, S. 202

DK 621.311.1; 719

Ivas, D., Suflefel, N. und *Grigoriu, M.*: **Über einige urbane Mittelspannungsverteilungsnetzen**

Neue Lösungen zur Zuführung der elektrischen Energie in den urbanen Zonen.

Energetica 23 (1975), H. 7—8, S. 210

DK 621.317.73.001.57

Darie, S. und *Nagy, B. Gh.*: **Anwendung der Synthesemethoden zur Bestimmung der äquivalenten Restdämpfer des Systems**

Die Arbeit stellt einen neuen Algorithmus für die direkte Bestimmung, durch topologische Synthese der reduzierten Systemsrestdämpfer auf Basis der nodalen Impedanzmatrix dar. Das mathematische Modell, der Algorithmus und das Berechnungssystem zur Bestimmung der reduzierten Systemäquivalenten werden eingeführt.

Energetica 23 (1975), H. 7—8, S. 213

DK 621.316.925; 66.013

Covar, E.: **Eigenheiten einiger Relaisschutztypen in einem chemischen Werk mit ununterbrochenem Arbeitsvorgang**

Energetica 23 (1975), H. 7—8, S. 218

DK 621.316; 621.3.014

Pătrășescu, D.: **Die Berechnung des thermischen Effektes der Kurzschlussströmen im Falle der wichtigen Teilnahme der Asynchronmotoren**

Es wird eine Verbesserung der Berechnungsmethodologie der Teilnahme der Motoren beim Kurzschlusstrom in den Verteilungsnetzen vorgeschlagen.

Energetica 23 (1975), H. 7—8, S. 226

SOMMAIRE

CD 621.039.542 : 536.24

Leca, A., Ionescu, L. et *Stan, N.* : **Calcul des échangeurs de chaleur de surface**

On présente le phénomène des dépôts dans les appareils d'échange de chaleur par la surface, en systématisant le peu d'informations dont on dispose aujourd'hui dans la littérature spécialisée. On présente, de même, des aspects concernant le mécanisme des dépôts, les méthodes et les prescriptions pour le calcul technique et économique des échangeurs de chaleur à dépôts utilisés à présent et l'évolution dans le temps des dépôts.

Energetica 23 (1975), no. 7–8, p. 189

CD 621.311.2 : 621.039.524.44.034.44.036.2

Pop, M. G., Ruiu, A. et *Staicu, M. A.* : **Comparaison des générateurs de vapeur avec circulation naturelle et forcée pour les systèmes nucléaires générant la vapeur du type PWR**

Les conclusions de l'ouvrage relèvent les caractéristiques supérieures des générateurs à vapeur avec circulation forcée en les recommendant en vue des constructions futures d'équipements énergétiques nucléaires de Roumanie.

Energetica 23 (1975), no. 7–8, p. 194

CD 621.18 : 621.59 : 681.32

Urcan, E., Urcan, R. et *Ciselsky, Th.* : **Méthode de simulation numérique d'une boucle de régulation automatique de la température de la vapeur surchauffée**

Les auteurs présentent les caractéristiques des langages de simulation numérique avec application au langage CSMP 1130 au cas de la simulation numérique de la boucle de régulation de la température de la vapeur surchauffée.

Energetica 23 (1975), no. 7–8, p. 202

CD 621.311.1 : 719

Ivas, D., Sufletel, N. et *Grigoriu, M.* : **Sur qeulques schémas de distribution urbaine à moyenne tension**

On propose de nouvelles solutions pour les schémas d'alimentation avec énergie électrique des zones urbaines.

Energetica 23 (1975), no. 7–8, p. 210

CD 621.317.73.001.57

Darie, S. et *Nagy, B. Gh.* : **Utilisation des méthodes de synthèse pour déterminer les équivalents réduits de système**

Le rapport présente un nouvel algorithme pour la détermination directe, par synthèse topologique, des équivalents réduits de système à base de la matrice d'impédance nodale. Sont exposés le modèle mathématique, l'algorithme et le programme de calcul pour déterminer les équivalents réduits de système.

Energetica 23 (1975), no. 7–8, p. 213

CD 621.316.925 : 66.013

Covar, E. : **Particularités de certains types de protections par relais dans un combinat chimique à processus technologique continuel**

Energetica 23 (1975), no. 7–8, p. 218

CD 621.316 : 621.3.014

Pătrășescu, D. : **Calcul de l'effet thermique des courants de courtcircuit au cas de la participation majeure des moteurs asynchrones**

On expose une proposition pour améliorer la méthodologie de calcul de la contribution des moteurs au courant de court-circuit dans les réseaux de distribution.

Energetica 23 (1975), no. 7–8, p. 226

CONTENTS

DC 621.039.542 ; 536.24

Leca, A., Ionescu, L. and *Stan, N.* : **The surface heat exchangers calculation**

The deposits phenomenon in the surface heat exchange device is presented, ordering the scarce informations existing in literature. Aspects concerning the deposits mechanism, methods and norms for the technic and economic calculation of the deposits heat exchangers used at present and the evolution in time of the deposits is also presented.

Energetica 23 (1975), nr. 7–8, p. 189

DC 621.311.2 ; 621.039.524.44.034.44.036.2

Pop, M. G., Ruiu, A. şi *Staicu, M. A.* : **Comparison between the natural and once-through steam generators for the nuclear steam generating systems PWR type**

The conclusions of the paper outline the outstanding characteristics of the once-through steam generators, supporting their use for the future nuclear power generating devices in Romania.

Energetica 23 (1965), nr. 7–8, p. 194

DC 621.18 : 621.59 : 681.32

Urcan, E., Urcan, R. and *Ciselski, Th.* : **Method for numerical simulation of an automatic control loop of the superheated steam temperature**

The authors present the numerical simulation languages techniques with special reference to the language CSMP 1130, in the case of the numeric simulation of the control loop of the superheated steam temperature.

Energetica 23 (1975), nr. 7–8, p. 202

DC 621.311.1 : 719

Ivas, D., Sufletel, N. and *Grigoriu, M.* : **Upon some town distribution plans at medium voltage**

New solutions for the power supply schemes of the town area are presented.

Energetica 23 (1975), nr. 7–8, p. 210

DC 621.317.73.001.57

Darie, S. and *Nagy, B. Gh.* : **The use of the synthesis methods for the system reduced equivalents**

The paper presents a new algorithm for the direct determination, through topologic synthesis of the reduced system equivalents on the basis of the nodal impedance matrix. The mathematic model, the algorithm and calculation programme for the system reduced equivalents determination is presented.

Energetica 23 (1975), nr. 7–8, p. 213

DC 621.316.925 : 66.013

Covar, E. : **Pecularities of some relais protection types in a continous production chemical plant**

Energetica 23 (1975), nr. 7–8, p. 218

DC 621.316 : 621.3.014

Pătrășescu, D. : **The calculation of the thermal effect of the short-circuit currents in the case of the important participation of the asynchronous motors**

A proposition for the improval of the calculation methodology of the motors contribution to the shortcircuit current in the distribution networks is presented.

Energetica 23 (1975), nr. 7–8, p. 226

Calculul schimbătoarelor de căldură de suprafață cu depuneri

Dr. ing. A. Leca,
ing. L. Ionescu,
ing. N. Stan*

Fenomenul depunerilor și efectul acestora asupra proiectării și funcționării schimbătoarelor de căldură

Depunerile în aparatele schimbătoare de căldură de suprafață exercită o influență considerabilă asupra performanțelor termice ale acestor echipamente, asupra energiei de pompare, perioadei de funcționare și de revizie. Apreciat sub aspectul lipsei de informații asupra mecanismului, normelor de calcul și aspectelor economice implicate, fenomenul depunerilor constituie una din problemele nerezolvate încă în schimbul de căldură.

Termenul de *depunere* definește orice depozit format pe suprafața de schimb de căldură, care conduce la creșterea rezistenței termice a transmisiei căldurii și a rezistenței hidraulice la curgerea fluidelor.

Deși este recunoscut rolul important pe care îl joacă procesul depunerilor în proiectarea și funcționarea schimbătoarelor de căldură de suprafață, acesta este încă foarte puțin studiat teoretic și experimental; deciziile care se iau astăzi privind efectele depunerilor au, de obicei, caracter empiric sau, în cel mai bun caz, sînt bazate pe informații practice insuficient verificate.

Principalul efect al depunerilor într-un schimbător de căldură de suprafață este reprezentat de apariția unor rezistențe termice suplimentare R_{di} și R_{de}, așa cum rezultă din ecuația coeficientului global de transfer al căldurii:

$$\frac{1}{k} = \frac{d_e}{d_i\,\alpha_i} + \frac{d_e}{2\,\lambda_p}\ln\frac{d_e}{d_i} + \frac{1}{\alpha_e} + \frac{d_e\,R_{di}}{d_i} + R_{de} = \frac{1}{k_0} + R_d, \qquad (1)$$

unde

$$\frac{1}{k_0} = \frac{d_e}{d_i\,\alpha_i} + \frac{d_e}{2\,\lambda_p}\ln\frac{d_e}{d_i} + \frac{1}{\alpha_e}, \qquad (2)$$

iar

$$R_d = \frac{d_e\,R_{di}}{d_i} + R_{de}, \qquad (3)$$

în care

k, k_0	reprezintă	coeficientul global de schimb de căldură al aparatului cu depuneri, respectiv curat, kcal/m²·h·°C;
d_i, d_e	—	diametrul interior, respectiv exterior al țevii, m;
α_i, α_e	—	coeficientul de convecție la interiorul, respectiv la exteriorul țevii, kcal/m²·h·°C;
λ_p	—	conductivitatea termică a peretelui țevii, kcal/m·h·°C;
R_d, R_{di}, R_{de}	—	rezistența termică totală a depunerilor, la interiorul, respectiv la exteriorul țevii, m²·h·°C/kcal.

Cu toate că se cunosc astăzi relații care permit determinarea cu o bună precizie a mărimilor α_i, α_e și λ_p, coeficientul global de schimb de căldură k al aparatului cu depuneri reprezintă totusi o mărime incertă, datorită inconsistenței datelor actuale privind valorile lui R_{di} și R_{de}. Din tabelul 1 se observă că rezistența termică totală a depunerilor R_d (valori medii) ajunge să reprezinte pentru anumite cazuri 40 — 70% din rezistența termică totală R a aparatului, devenind astfel mărimea care controlează proiectarea sau funcționarea aparatului.

Din punct de vedere termic, depunerile înrăutățesc transferul căldurii în aparatele schimbătoare de căldură, ca urmare a apariției unor rezistențe termice suplimentare față de aparatul curat. Compensarea acestui fapt se face prin prevederea unei suprafețe sporite de schimb de căldură, deci printr-o investiție mărită față de aparatul curat.

Din punct de vedere hidraulic, depunerile măresc rugozitatea pereților și viteza de curgere a fluidului (prin micșorarea secțiunii de curgere), ambele efecte avînd drept consecință creșterea pierderilor de presiune și a energiei de pompare.

Depunerile reprezintă astfel un factor economic important, care influențează direct investiția, costul exploatării (întreținere și energie de pompare) și costul operațiilor de curățire (inclusiv costul producției nelivrate) a aparatului schimbător de căldură.

Aceste elemente justifică necesitatea unui studiu sistematic al fenomenului depunerilor și o alegere atentă a valorii R_d la proiectarea schimbătoarelor de căldură.

* Dr. ing. Aureliu Leca este conferențiar la Catedra de centrale electrice a Facultății de energetică, Institutul politehnic București; ing. Longin Ionescu și ing. Nicolae Stan sînt asistenți la aceeași catedră.

Tabelul 1

Valorile aproximative pentru calculele preliminare pentru coeficientul global de schimb de căldură la aparatele curate, k_0, cu depuneri k, rezistența termică totală medie a depunerilor R_d și rezistența termică totală a aparatului cu depuneri R [1,2]

Tip de aparat	Fluid cald	Fluid rece	k_0, kcal/m².h.°C	k, kcal/m².h.°C	R_d, m².h.°C/kcal	R, m².h.°C/kcal
Răcitoare	Apă/metanol/amoniac	Apă	1 250—5 000	1 000—2 500	0,0002	0,0004—0,0010
	Ulei de ungere	Apă	100— 400	100— 300	0,0006	0,0030—0,0100
	Gaze	Apă	10— 300	10— 250	0,0006	0,0040—0,1000
	Soluții apoase	Apă	1 250—5 000	1 000—2 500	0,0002	0,0004—0,0010
	Organice ușoare (<0,5 cP)	Apă	500—1 400	400— 750	0,0006	0,0013—0,0025
	Organice medii (0,5—1 cP)	Apă	300— 900	250— 600	0,0006	0,0017—0,0040
	Organice grele (>1 cP)	Apă	30— 500	25— 400	0,0006	0,0025—0,0400
	Freon—12 (vapori)	Apă	300—1 400	250— 750	0,0006	0,0013—0,0040
Încălzitoare	Abur	Apă/metanol/amoniac	1 250—10 000	1 000—3 500	0,0002	0,0003—0,0010
	Abur	Soluții apoase (<2 cP)	1 250—10 000	1 000—3 500	0,0002	0,0003—0,0010
	Abur	Soluții apoase (>2 cP)	700—10 000	500—2 500	0,0006	0,0004—0,0020
	Abur	Organice ușoare	700— 2 500	500—1 000	0,0006	0,0010—0,0020
	Abur	Organice medii	300— 700	250— 500	0,0006	0,0020—0,0040
	Abur	Organice grele	30— 400	30— 300	0,0006	0,0030—0,0300
	Abur	Gaze	25— 300	25— 250	0,0006	0,0040—0,0400
Schimbătoare	Apă/soluții apoase	Apă/soluții apoase	1 250—5 000	1 000—2 500	0,0002	0,0004—0,0010
	Organice ușoare	Organice ușoare	230— 500	200— 400	0,0006	0,0025—0,0050
	Organice medii	Organice medii	100— 400	100— 300	0,0006	0,0030—0,0100
	Organice grele/ușoare	Organice grele	50— 230	50— 200	0,0006	0,0050—0,0200
	Organice grele	Organice ușoare	150— 400	150— 300	0,0006	0,0030—0,0070

Considerarea depunerilor în cadrul metodelor actuale de proiectare a schimbătoarelor de căldură

În proiectarea schimbătoarelor de căldură considerarea depunerilor se face prin prevederea unui surplus de suprafață de schimb de căldură, care să compenseze înrăutățirea transferului căldurii produsă de rezistențele termice suplimentare ale depunerilor. Un aparat este considerat murdar cînd nu mai poate realiza sarcina termică nominală, prin proiectare fiind prevăzute și rezerve de suprafață pentru depuneri. Actualmente se folosesc două metode principale de calcul al excesului de suprafață necesară :

a) *Metoda factorului de curățenie* : acest factor reprezintă o mărime adimensională β, mai mică decît unitatea, cu care este multiplicat coeficientul global de schimb de căldură k_0 al aparatului curat. Astfel, relația

$$Q = k_0 S \Delta t_{med} \qquad (4)$$

se modifică în forma

$$Q = \beta\, k_0 S \Delta\, t_{med}. \qquad (5)$$

Această metodă este folosită cu precădere în tehnica sovietică pentru calculul de dimensionare al schimbătoarelor de căldură din sectorul energetic și din industrie [1]. În tehnica americană metoda factorului de curățenie este aplicată în centralele electrice convenționale, pentru procese de murdărire redusă [2]. Tabelul 2 prezintă valorile β recomandate de lucrarea [1].

Tabelul 2

Valorile coeficientului de corecție β pentru murdărirea și seăldarea incompletă a suprafeței de schimb de căldură [1]

Caracteristicile suprafeței de schimb de căldură și condițiile de funcționare	β
Țevi curate (noi) din alamă	1
Țevi din alamă, funcționînd cu apă curată în circuit deschis	0,85
Țevi din alamă, funcționînd cu apă în circuit închis sau cu apă epurată chimic	0,80
Țevi din alamă, funcționînd cu apă cu impurități, cu formare posibilă de depuneri minerale sau organice	0,75
Țevi normale din oțel acoperite cu un strat subțire de oxizi sau de piatră	0,70

Conceptul de factor de curățenie prezintă numeroase deficiențe. În practica centralelor termoelectrice, pentru care a fost definit acest factor, se consideră supradimensionarea suprafeței de schimb de căldură pentru un an de funcționare continuă.

Cu toate acestea, nu se dispune astăzi de relații sigure între perioada de funcționare și factorul de curățenie, care să justifice alegerea unei anumite valori β. De asemenea, din multitudinea factorilor menționați anterior care influențează fenomenul de depunere, β ia în considerare doar materialul țevilor și, într-o oarecare măsură, caracteristicile fluidului.

b) *Metoda factorului de depunere* este folosită în special în tehnica americană pentru proiectarea schimbătoarelor de căldură din industria chimică, petrolieră și din tehnica frigului.

Factorul de depunere este definit sub forma unor rezistenţe termice ale depunerilor cu valori stabilite prin normele TEMA (Tubular Exchanger Manufacturers Association), pe baza experienţei membrilor acestei asociaţii. În tabelul 3 este dat un extras din normele TEMA [3].

Tabelul 3

Rezistenţa termică a depunerilor R_d [m².h.°C/kcal] pentru diferite fluide schimbătoare de căldură [3]

Temperatura fluidului încălzitor	<115°C		115–205°C	
Temperatura apei	⩽52°C		>52° C	
Caracteristicile apei	Viteza apei, m/s		Viteza apei, m/s	
	⩽0,9	>0,9	⩽0,9	>0,9
Apă de turn tratată	0,0002	0,0002	0,0004	0,0004
Apă de turn netratată	0,0006	0,0006	0,0010	0,0008
Apă potabilă (reţea urbană)	0,0002	0,0002	0,0004	0,0004
Apă de rîu (minimum)	0,0004	0,0002	0,0006	0,0004
Apă distilată	0,0001	0,0001	0,0001	0,0001
Apă tratată alimentare cazan	0,0002	0,0001	0,0002	0,0002
Apă purjă cazan	0,0004	0,0004	0,0004	0,0004

Păcură	0,0010	Soluţii caustice	0,0004
Ulei de transformator	0,0002	Uleiuri vegetale	0,0006
Ulei de ungere	0,0002	Gaze naturale	0,0002
Abur (fără ulei)	0,0001	Benzine şi gaze petroliere lichefiate	0,0002
Abur uzat (cu ulei)	0,0002	Petrol lampant	0,0002
Aer comprimat	0,0004	Motorină	0,0004
Fluide organice industriale (vapori sau lichide)	0,0002	Combustibil greu	0,0010
Vapori de acid	0,0002	Asfalt şi reziduuri	0,0020
Vapori de solvent	0,0002		

Ţiţei	(−18)–93° C			94–148° C		
	Viteza, m/s			Viteza, m/s		
	⩽0,6	0,6–1,2	⩾1,2	⩽0,6	0,6–1,2	⩾1,2
Deshidratat	0,0006	0,0004	0,0004	0,0006	0,0004	0,0004
Hidratat	0,0006	0,0004	0,0004	0,0010	0,0008	0,0008
Ţiţei	149–259° C			>260° C		
	Viteza, m/s			Viteza, m/s		
	⩽0,6	0,6–1,2	⩾1,2	⩽0,6	0,6–1,2	⩾1,2
Deshidratat	0,0008	0,0006	0,0004	0,0010	0,0008	0,0006
Hidratat	0,0012	0,0010	0,0008	0,0014	0,0012	0,0010

Factorul de depunere, după clasificarea TEMA, este o funcţie de natura fluidului, natura depunerilor, temperatura fluidului şi a suprafeţei de schimb de căldură, viteza fluidului şi fluxul termic. Totuşi, valorile recomandate de aceste norme sînt insuficient documentate şi nu iau în considerare o serie de factori importanţi, printre care : materialul ţevilor, aspectele economice, caracteristicile perioadei de funcţionare. Există indicaţii că valorile TEMA sînt uneori foarte larg estimate, alteori foarte optimiste [4].

În afară de aceste două metode larg folosite, rezistenţa termică a depunerilor, R_d, poate fi stabilită prin calcul cu ajutorul relaţiei

$$R_d = \frac{\delta_d}{\lambda_d}, \qquad (6)$$

unde uzual $\lambda_d = 0{,}5 \ldots 2{,}0$ kcal/m.h.°C.

Dificultatea principală la aplicarea acestei relaţii constă în lipsa de informaţii cu privire la grosimea depunerilor, δ_d, şi la conductivitatea termică a acestora, λ_d.

Din analiza metodelor prezentate mai sus rezultă că, în general, fenomenul depunerilor este tratat în mod simplificat, prin considerarea numai a unei mici părţi din parametrii care determină acest fenomen. Printre altele, recomandările actuale nu conţin aspectele economice şi nu consideră variaţia depunerilor în timp, element care afectează atît energia de pompare cît şi cheltuielile de întreţinere.

Cercetări recente privind studiul depunerilor în aparatele schimbătoare de căldură

O importanţă deosebită în proiectarea şi exploatarea economică a schimbătoarelor de căldură o are evaluarea corectă a rezistenţei termice a depunerilor, lucru necesar avînd în vedere funcţionarea de durată a acestor aparate. Cercetări recente au arătat că rezistenţa termică a depunerilor nu este constantă, ci creşte în timp, putînd deveni principala rezistenţă termică a aparatului.

Principalii factori care afectează variaţia depunerilor în timp sînt :

a) *Viteza fluidului.* Creşterea vitezei de curgere duce nu numai la intensificarea schimbului de căldură şi, în acest fel, la micşorarea dimensiunilor aparatului, ci si la reducerea tendinţei de depozitare, micşorîndu-se astfel cheltuielile de întreţinere (curăţire).

Pe de altă parte, însă, mărirea vitezei conduce la creşterea pierderilor de presiune, a cheltuielilor cu energia de pompare şi a investiţiei în pompe.

b) *Temperatura peretelui ţevii.* Folosirea unei diferenţe medii de temperatură ridicate micşorează dimensiunile aparatului, dar acest avantaj este contracarat de creşterea ratei de depunere şi, în consecinţă, de creşterea cheltuielilor de întreţinere prin mărirea numărului de operaţii de curăţire. Acest lucru micşorează disponibilitatea aparatului.

Evoluţia în timp a depunerilor poate fi descrisă prin următorul model matematic [2] :

$$\frac{\mathrm{d}R_d}{\mathrm{d}\theta} = \Phi_d - \Phi_i \qquad (7)$$

în care Φ_d şi Φ_i reprezintă rata de depunere, respectiv de îndepărtare (detaşare) a depunerilor, în m²·°C/kcal, în funcţie de timpul θ de

funcţionare a aparatului, în h; Φ_d depinde de tipul depunerii (sedimentare, cristalizare, polimerizare etc.), iar Φ_i de efortul tangenţial exercitat de fluid asupra depunerii şi de caracteristicile curgerii (regim de curgere, geometria suprafeţei de schimb de căldură etc.).

În funcţie de raportul dintre Φ_d şi Φ_i pot fi deosebite mai multe cazuri de variaţie a depunerilor în timp [5]:

a) Dacă Φ_i este neglijabil sau Φ_d şi Φ_i sînt constante, curba de variaţie a depunerilor în timp este liniară (fig. 1, curba *A*).

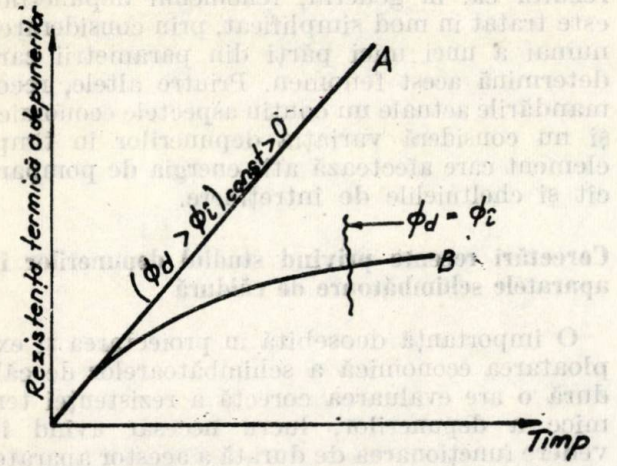


Fig. 1. Rezistenţa termică a depunerilor în funcţie de timp: *A* – sisteme în care predomină rata depunerilor; *B* – sisteme în care rata de îndepărtare creşte cu grosimea stratului de depuneri.

b) Curba *B* din figura 1 caracterizează un sistem în care rata de îndepărtare Φ_i creşte cu grosimea stratului de depunere. În acest caz, rata de depunere Φ_d şi de îndepărtare Φ_i tind să devină egale, rezultînd o variaţie asimptotică a rezistenţei termice a depunerilor.

c) Figura 2 prezintă variaţia în timp a rezistenţei depunerilor cu existenţa unei „perioade de inducţie" în care depunerea este neglijabilă.

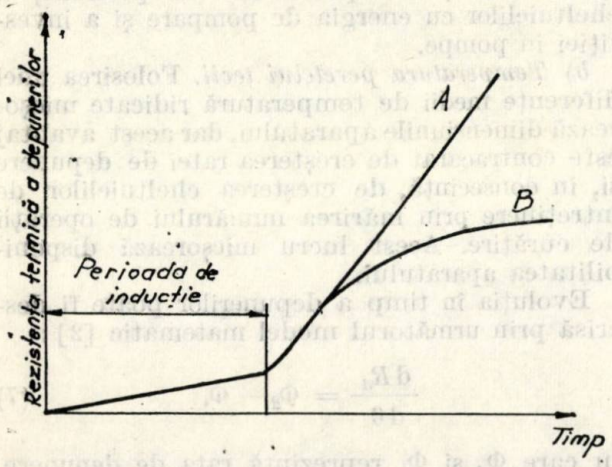


Fig. 2. Rezistenţa termică a depunerilor pentru sisteme în care există o perioadă de inducţie.

După depăşirea unui punct critic depunerea poate avea o variaţie liniară (curba *A*) sau asimptotică (curba *B*).

d) În cele mai multe cazuri condiţiile reale de funcţionare prezintă variaţii ale debitului şi temperaturii fluidelor, ceea ce face ca raportul dintre rata de depunere şi de îndepărtare să se modifice continuu. Curba de variaţie a rezistenţei termice a depunerilor are maxime şi minime ca în figura 3.

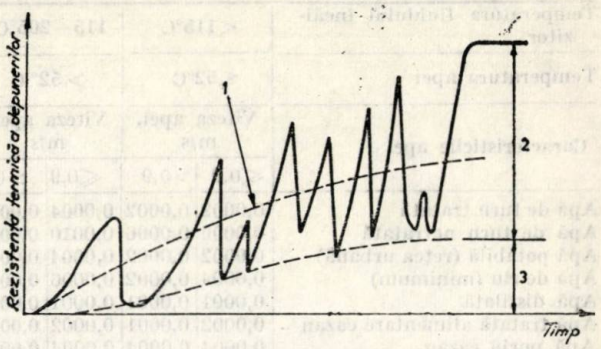


Fig. 3. Curba tipică a depunerilor la sedimentarea particulelor din apa de rîu:
1 – curba aproximativă efectivă a depunerilor; *2* – sedimente necompacte, friabile; *3* – depuneri cu bază cristalină, compacte, aderente.

Dintre cele cîteva modele cunoscute, se menţionează rezultatele lucrării [2], care a dedus că variaţia rezistenţei termice a depunerilor este exponenţială, asimptotică în timp, propunînd următoarea ecuaţie:

$$R_d = R_d^*(1 - e^{-B\theta}), \qquad (8)$$

în care R_d este rezistenţa termică a depunerilor la un timp oarecare θ, $m^2 \cdot h \cdot °C/kcal$;

R_d^* – valoarea rezistenţei termice R_d la atingerea regimului asimptotic de depunere ($\theta \to \infty$), $m^2 \cdot h \cdot °C/kcal$;

θ – timpul, luni;

B – coeficient de proporţionalitate, $luni^{-1}$.

În figura 4 este arătată variaţia raportului R_d/R_d^* în funcţie de timp. Valorile constante R_d^* şi B din ecuaţia (8) se determină prin aproximaţii succesive, fiind necesare două valori pentru R_d la doi timpi corespunzători θ. Lucrarea [2] prezintă elemente pentru determinarea duratei optime de funcţionare a unui schimbător de căldură, ţinînd seama de energia de pompare şi de investiţia în aparat.

Aplicarea practică a unor metode de prelungire a duratei de funcţionare a schimbătoarelor de căldură trebuie neapărat precedată de o analiză atentă a efectelor.

Decizia finală trebuie luată pe baza unui calcul tehnico-economic care să ia în discuţie investiţia în aparatele de schimb de căldură şi în

instalaţia de tratare, cheltuielile cu energia de pompare şi costul operaţiilor de curăţire (ţinînd seama de frecvenţa şi durata acestora şi, unde este cazul, de costul energiei nelivrate).

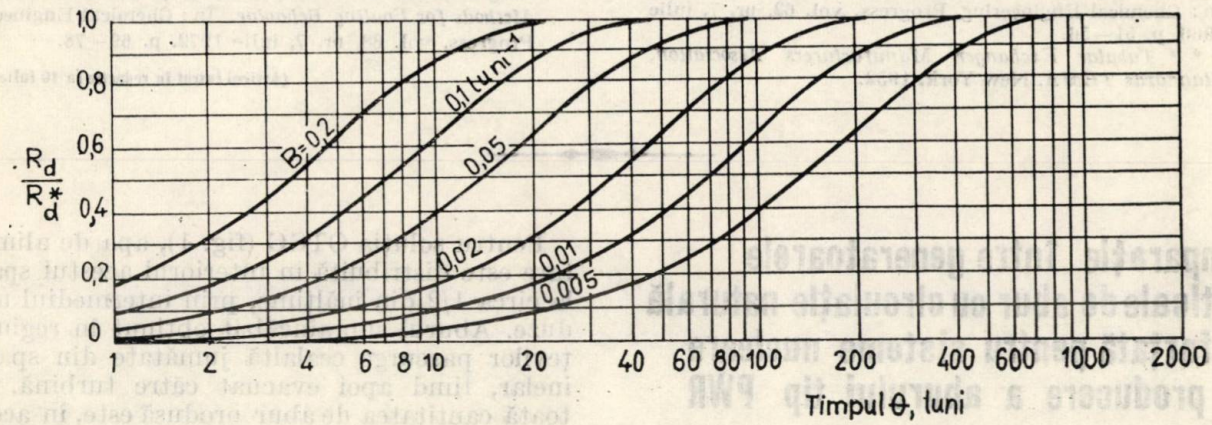


Fig. 4. R_d/R_d^* în funcţie de θ şi B.

Calculul economic al schimbătoarelor de căldură cu depuneri

În calculele de proiectare ale unui aparat, valoarea considerată pentru factorul de curăţenie β sau pentru rezistenţa termică a depunerilor trebuie fundamentată economic. În acest fel, prin prevederea în aparat a unei anumite suprafeţe suplimentare de schimb de căldură justificată economic se realizează o perioadă raţională de funcţionare între două curăţiri succesive.

Elementele care compun cheltuielile anuale totale ale unui schimbător de căldură sînt: cheltuielile de reparaţie şi întreţinere (exclusiv curăţirea), cheltuielile de amortizare (ţinînd seama de deprecierea aparatajului în timp), cheltuielile de curăţire (inclusiv costul energiei nelivrate) şi investiţiile suplimentare anuale. Este evident că, în condiţii identice pentru restul parametrilor, nu se poate prevedea pentru murdărire aceeaşi rezervă, cînd, de exemplu, într-un caz aparatul costă 300 lei/m², iar în altul 3000 lei/m².

Numărul optim de curăţiri anuale N ale unui aparat se poate determina cu următoarele relaţii [4]:

a) pentru cazul variaţiei liniare cu timpul θ a rezistenţei termice a depunerilor ($R_d = m\theta$):

$$N^2 = \left(\frac{k_0}{k_{1\,an}}\right)\frac{S_0\, i_{sp}\,(r+a+z)}{C_c}; \qquad (9)$$

b) pentru cazul în care rezistenţa termică a depunerilor variază în timp după o funcţie parabolică ($R_d = m\theta^2$):

$$N^3 = 2\left(\frac{k_0}{k_{1\,an}}\right)\frac{S_0\, i_{sp}\,(r+a+z)}{C_c}, \qquad (10)$$

în care

k_0, $k_{1\,an}$ este coeficientul global de schimb de căldură al aparatului curat, respectiv care se obţine după un an de funcţionare a aparatului, kcal/m²·h·°C;

S_0 — suprafaţa de schimb de căldură a aparatului curat, m²;

i_{sp} — investiţia specifică în aparat, lei/m² suprafaţă de schimb de căldură;

r, a, z — cota-parte din investiţii care revine cheltuielilor de reparaţii, de amortizare, respectiv altor cheltuieli fixe;

C_c — costul unei operaţii de curăţire (inclusiv pierderile cauzate de nefuncţionarea aparatului sau de reducerea capacităţii de producţie a instalaţiei), lei.

Din relaţiile de mai sus se desprind două concluzii importante [4]:

a) factorul de murdărire sau de curăţenie este total nesemnificativ atît timp cît nu se defineşte perioada de timp aferentă stabilirii acestuia şi caracterul variaţiei lui în timp;

b) rezervele pentru depuneri trebuie să fie mai mici atunci cînd schimbătorul de căldură este scump, cînd amortizările cheltuielilor fixe sînt ridicate sau cînd costul operaţiei de curăţire este coborît.

Adoptarea unor decizii conservative la proiectare, ca, de exemplu, sarcină termică maximă la diferenţă minimă de temperatură sau rezerve foarte mari de suprafaţă pentru murdărire, pot agrava procesul de murdărire prin creşterea ratei depunerilor datorită vitezelor reduse de curgere, permiţînd astfel sedimentarea şi compactarea particulelor pe timpul sarcinilor termice coborîte, la diferenţe mari de temperatură.

Bibliografie

[1] Levin, V. I. şi Şubin, E. P. *Teploobmennie apparati sistem teplosnabjeniia.* Izdatelstvo Energhiia, Moscova, 1965.

[2] Kern, D. Q. *Heat Exchanger Design for Fouling Service.* În: Chemical Engineering Progress, vol. 62, nr. 7, iulie 1966, p. 51—56.

[3] * * * *Tubular Exchanger Manufacturers Association, Standards TEMA.* New York, 1952.

[4] Rohsenow, W.M. şi Hartnett, J. P. *Handbook of Heat Transfer.* New York, John Wiley, 1965.

[5] Taborek, J., Aoki, T., Ritter, R. P., Palen, J. W. şi Knudsen, J.G. *Fouling: The Major Unresolved Problem in Heat Transfer.* În: Chemical Engineering Progress, vol. 68, nr. 2, febr. 1972, p. 59—67. *Predictive Methods for Fouling Behavior.* În: Chemical Engineering Progress, vol. 68, nr. 7, iulie 1972, p. 69—78.

(Articol intrat în redacţie la 16 iulie 1975)

Comparaţie între generatoarele verticale de abur cu circulaţie naturală şi forţată pentru sisteme nucleare de producere a aburului tip PWR

Ing. **M.G.M. Pop**,
Ing. **A. Ruiu**,
Ing. **Maria-Ana Staicu***)

Tendinţa manifestată în ultimul timp, de a construi unităţi nucleare de puteri mari, asociată cu mărirea puterii unitare pe o buclă a sistemului nuclear de producere a aburului (SNPA), a condus la adoptarea unor soluţii noi, care în domeniul generatoarelor de abur au permis apariţia tipurilor cu străbatere forţată, OTSG şi IEOTSG ** .

Avînd performanţe constructive şi de exploatare superioare tipului de generator cu circulaţie naturală şi ţevi „U" (cele mai răspîndite) îndeosebi în domeniul puterilor mari, noile generatoare se dovedesc a fi, în opinia autorilor, soluţii de viitor.

În vederea unei mai bune cunoaşteri a noilor tipuri, lucrarea prezintă o analiză comparativă a acestora cu generatoarele de abur verticale cu circulaţie naturală, din punct de vedere constructiv, al parametrilor de funcţionare, exergetic, precum şi al comportării în exploatare.

Pentru început s-a considerat necesară descrierea celor două tipuri de generatoare de abur cu străbatere forţată, care au o răspîndire mai mică, dată fiind noutatea lor pentru sistemele PWR.

Ambele tipuri au la exterior o manta cilindrică groasă (85—115 mm), care adăposteşte 14 000 — 16 000 ţevi drepte cu diametrul exterior de 16 mm, prinse rigid la capete între două plăci tubulare. Fascicolul de ţevi este îmbrăcat cu un ecran termic, care, împreună cu peretele exterior, formează un spaţiu inelar.

Pentru soluţia OTSG (fig. 1), apa de alimentare este distribuită în interiorul acestui spaţiu la circa 1/2 din înălţime, prin intermediul unor duze. Aburul supraîncălzit obţinut în regiunea ţevilor parcurge cealaltă jumătate din spaţiul inelar, fiind apoi evacuat către turbină. Nu toată cantitatea de abur produsă este, în această soluţie, folosită în turbină. Circa 1/3 din ea este amestecată cu apa de alimentare pulverizată, producînd preîncălzirea acesteia pînă la temperatura de saturaţie, cu care ea pătrunde în spaţiul cu ţevi prin nişte fante practicate în partea inferioară a ecranului termic.

Diferenţele care apar la realizarea IEOTSG (fig. 2) constau, în principal, în renunţarea la preîncălzirea apei cu ajutorul aburului, aceasta obţinîndu-se prin circulaţia de-a lungul unei anumite zone a fascicolului tubular. Astfel, apa de alimentare pătrunde direct în spaţiul de ţevi, unde se preîncălzeşte, fierbe şi se supraîncălzeşte. Aburul produs este colectat tot în spaţiul inelar amintit şi evacuat (în totalitate) către turbină, prin ştuţul de abur viu situat undeva sub jumătatea înălţimii mantalei cilindrice.

Soluţia IEOTSG, faţă de OTSG, ar avea astfel avantajul eliminării zonei economizoare prin amestec, care mărea diametrul generatorului de abur şi deci sporea grosimea pereţilor mantalei. Apare, în schimb, o mărime a lungimii fascicolului schimbător de căldură, care va include acum şi zona economizoare. De semnalat totuşi că raportul suprafeţei totale de schimb de căldură pe debitul de abur produs se reduce cu aproximativ 3%, datorită îmbunătăţirii coeficientului global de transfer de căldură pentru zona de vaporizare (transferul de căldură are loc la un nivel de temperaturi ceva mai ridicat decît la OTSG).

În legătură cu generatorul de apă vertical cu circulaţie naturală pentru CNE tip PWR (numit şi generator cu recirculare), se aminteşte că este alcătuit în principal dintr-un fascicol de ţevi în U, prin care circulă agentul primar încălzitor. Fascicolul este adăpostit în interiorul mantalei, care are montat deasupra ei tamburul generatorului de abur. În interiorul tamburului se află dispozitivele de uscare a aburului. Prin montarea mantalei de dirijare apare, între

*) Autorii lucrează la ICEMENERG.

**) Iniţialele provin de la prescurtarea denumirilor din limba engleză „Once-through steam generator" şi „Integral economizer once-through steam generator".

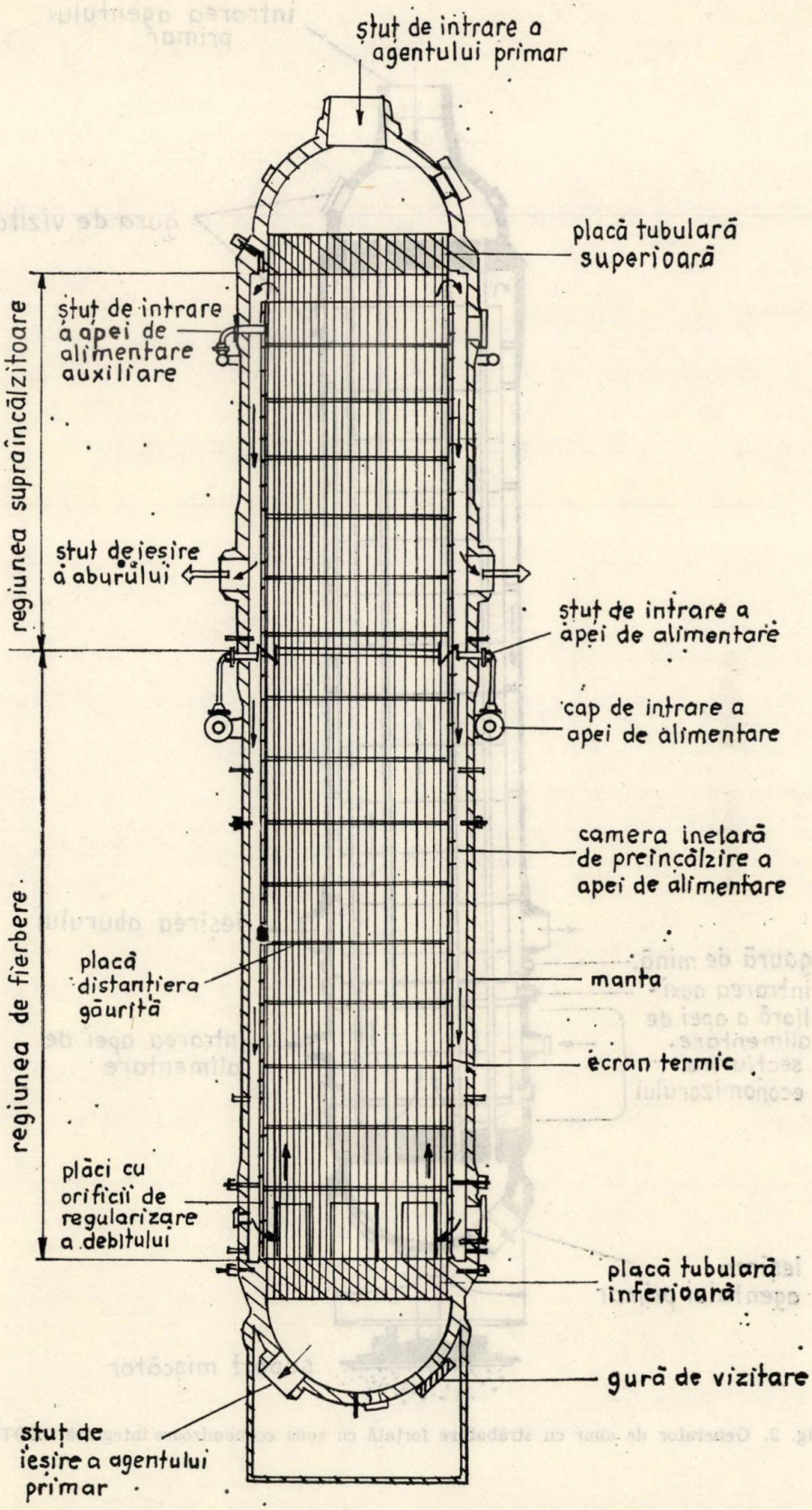


Fig. 1. Secţiune longitudinală prin generatorul de abur cu străbatere forţată — OTSG.

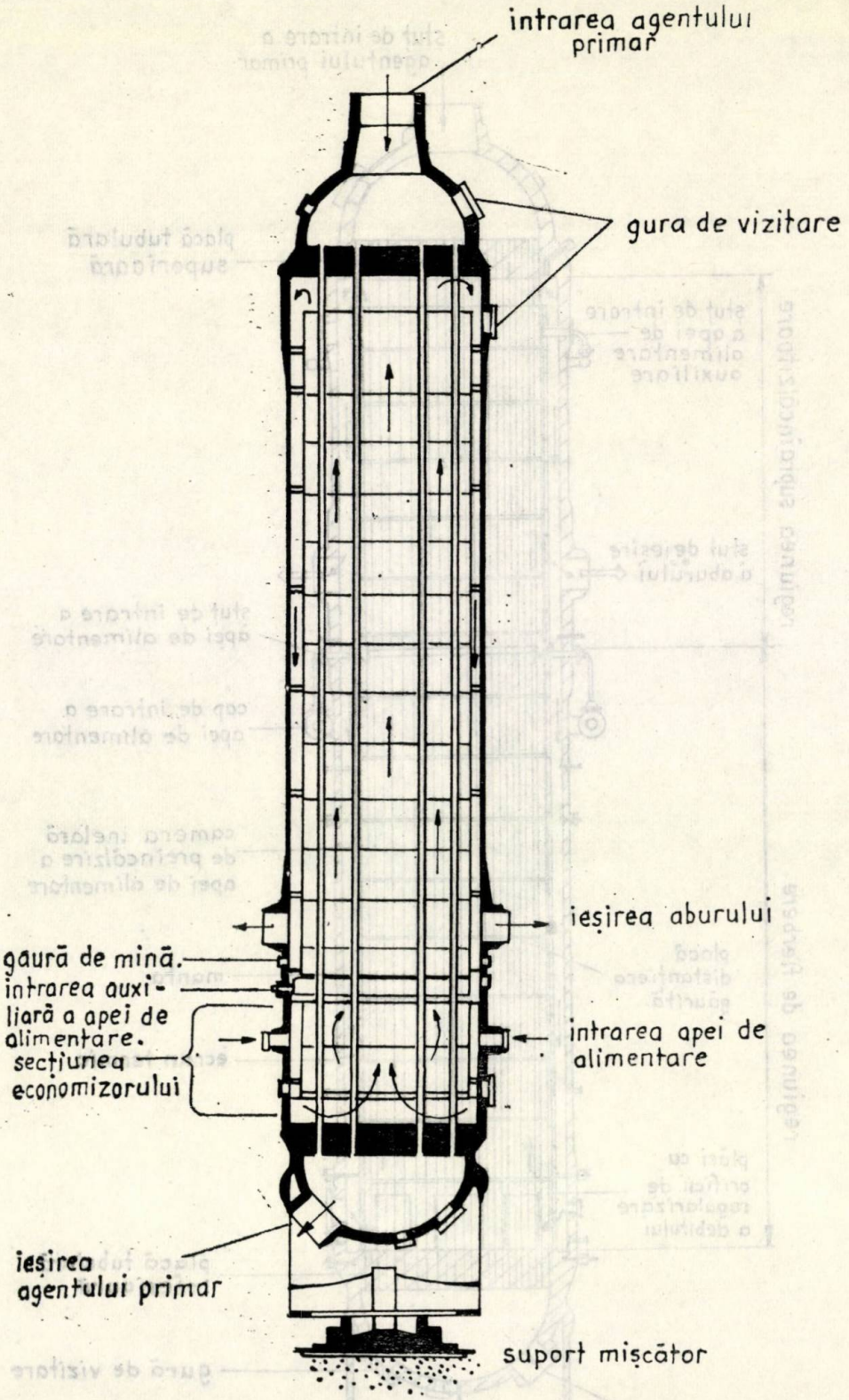


Fig. 2. Generator de abur cu străbatere forțată cu zona economizoare integrată (IEOTSG).

mantaua generatorului și mantaua de dirijare, un spațiu inelar necesar curgerii descendente a amestecului apă — abur [5].

Pentru a face o comparație cît mai elocventă, a fost necesară alegerea unor generatoare de abur cu puteri pe unitate cît mai apropiate și concepute cam în același interval de timp. Acest deziderat pare a fi împlinit cel mai bine de generatoarele de abur construite pentru CNE Palisades [6] (415 MW_e net produși cu un generator de abur) și pentru CNE Oconee (443 MW_e net produși cu un generator de abur) [5].

1. Comparația datelor constructive

O scurtă trecere în revistă a datelor constructive principale prezentate în tabelul 1 permite următoarele observații :

— generatoarele de abur în discuție sînt construite cu materiale identice. Acest lucru este firesc datorită limitelor de temperatură între care lucrează pe partea primară și secundară generatoarele, similare din punct de vedere metalurgic ;

— generatorul cu trecere forțată are aproximativ jumătate din greutatea generatorului cu circulație naturală și, datorită dimensiunilor totale (în special diametrului), este transportabil complet ambalat.

Generatorul de abur cu circulație naturală se transportă în două bucăți, care se asamblează la locul de construcție al centralei, aceasta constituind o dificultate în plus.

O altă dificultate apare datorită numărului mai mare de găuri, astfel că placa tubulară (piesă ce susține fascicolul schimbător de căldură), prin mărirea, din motive de rezistență, a grosimii, are un volum cu circa 20% mai mare la generatorul cu circulație naturală decît la OTSG. Deși OTSG are două plăci tubulare, tehnologic aceasta este o situație mai avantajoasă, date fiind dimensiunile mai mici ale fiecăreia din ele în comparație cu cea de la generatorul cu tuburi U.

Să considerăm două generatoare de abur (cu străbatere forțată și cu recirculație) avînd același număr de țevi (fig. 3) [1]. Notînd cu D diametrul și T grosimea unei plăci tubulare la OTSG, generatorul de abur cu circulație naturală, avînd aria secțiunii transversale de aproximativ două ori mai mare (datorită numărului dublu de găuri), va avea un diametru egal cu $(1{,}4 \cdots\cdots \sqrt{2})\ D$. Grosimea fiind proporțională cu diametrul, devine 1,4 T. Aceasta face să se obțină o greutate a plăcii tubulare de aproximativ 2,8 ori mai mare.

Deoarece grosimea plăcii tubulare constituie actualmente singura limitare constructivă a generatoarelor de abur, valorile amintite conduc la puteri de ordinul 620 MW pe unitate pentru OTSG și de numai 425 MW_e pentru generatorul cu tuburi „U".

Tabelul 1

Datele constructive principale

Element \ Tip	Oconee 1 OTSG	Generator cu tuburi „U" Palisades 1
Mantaua generatorului		
— diametru superior (m)	3,84	4,59
— diametru inferior (m)	3,84	3,60
— material	SA—212 *) Grade B	SA—212 *) Grade B
Placa tubulară		
— număr bucăți	2	1
— diametru (mm)	3.620	3.980
— grosime (mm)	610	660
— număr de găuri	15 500	18 400
— material	SA—533 *) Class 1 Grade B	SA—533 *) Class 1 Grade B
Țevi		
— număr bucăți	15 500	9 200
— diametru exterior (mm)	15,82	22
— grosime (mm)	0,86	1,28
— material	Inconel—600	Inconel—600
Înălțime generator (m)	22,250	20,00
Greutate generator (t)	264	445
Greutate specifică (t/MW_e)	0,595	1,083
Ștuțuri intrare agent primar		
— număr bucăți	1	1
— diametru interior (mm)	810	800
Ștuțuri ieșire agent primar		
— număr bucăți	2	1
— diametru interior (mm)	700	800
Ștuțuri ieșire abur		
— număr bucăți	2	1
— diametru interior (mm)	700	800
Ștuțuri ieșire abur		
— număr bucăți	2	1
— diametru interior (mm)	570	870
Ștuțuri intrare apă de alimentare		
— număr bucăți	2	1
— diametru interior (mm)	310	450
Ștuțuri de intrare a apei de alimentare auxiliare		
— număr bucăți	1	—
— diametru interior (mm)	151	—
Guri de vizitare		
— număr bucăți	4	4
— diametru interior (mm)	405	550

* Este vorba de oțeluri-carbon slab aliate. Caracteristicile lor se găsesc în ASME Code, Secția III, ediția 1971.

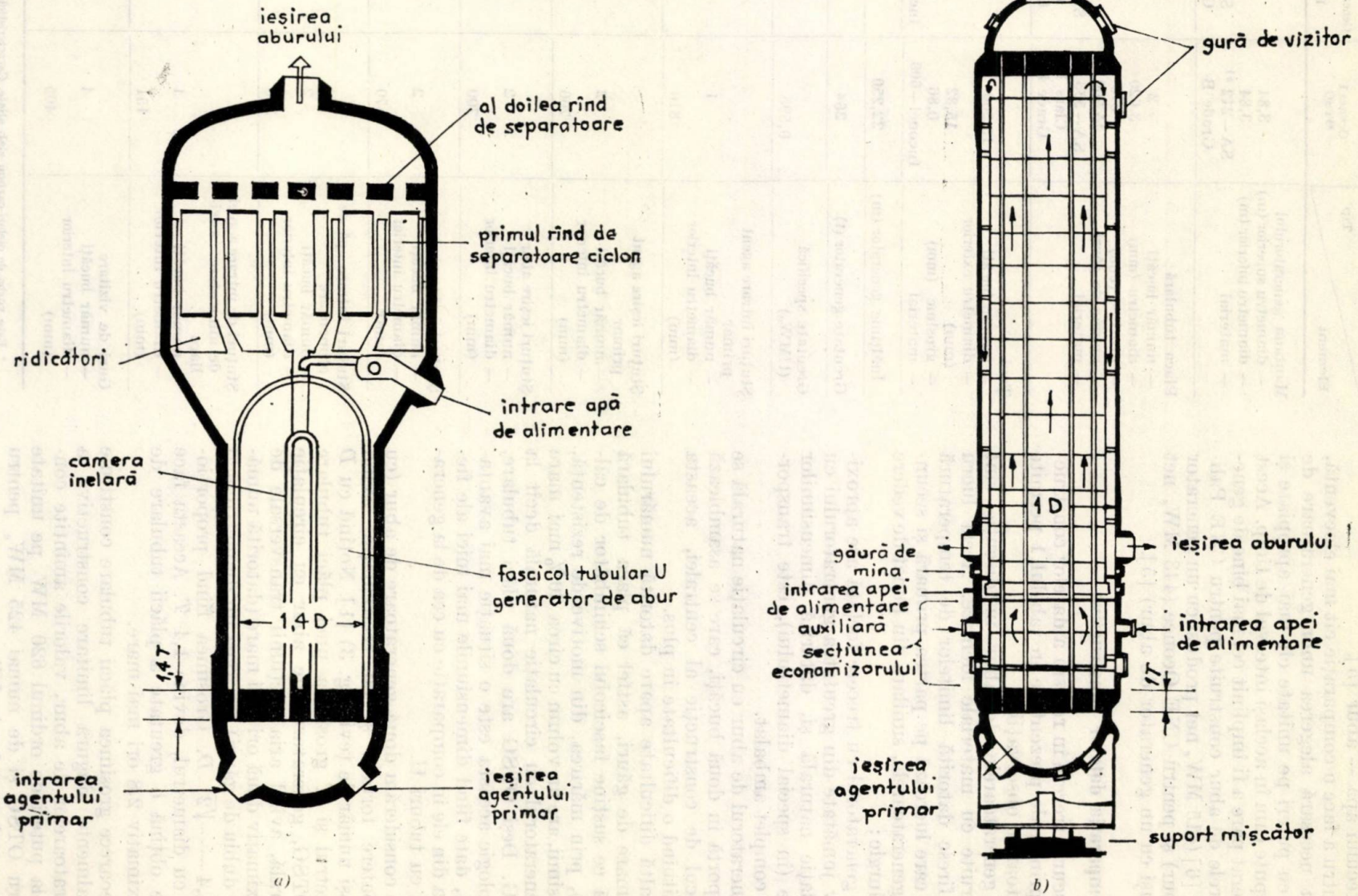


Fig. 3. Boiler cu recirculație (a) și cu străbatere forțată (b).

2. Comparaţia datelor de funcţionare

Una dintre modalităţile de lucru dorite pentru SNPA la PWR este aceea la care temperatura medie a agentului primar este menţinută constantă pe întreg domeniul de sarcină [2].

Explicaţia constă în aceea că transferul de căldură este afectat direct de valoarea temperaturii medii, în cazul oscilaţiilor acesteia apărînd situaţii nedorite în funcţionare.

De aceea, pentru a se realiza funcţionarea cu debit de agent primar constant, generatorul de abur cu ţevi U funcţionează, de cele mai multe ori, cu o presiune a aburului variabilă pe întreg domeniul de sarcină, prin menţinerea unui nivel de apă constant în generator.

În generatorul de abur tip OTSG, menţinerea constantă a temperaturii medii şi a debitului agentului primar pe întreg domeniul de sarcină este realizată prin păstrarea constantă a presiunii aburului viu la vana de admisie în turbină, temperatura aburului şi inventarul de apă pe partea secundară a generatorului de abur fiind parametri variabili.

Funcţionarea cu presiune secundară constantă pe întregul domeniu de sarcină aduce după sine următoarele avantaje :

— micşorează greutatea generatorului de abur ;

— restrînge gama de materiale folosite ;

— măreşte căderea de entalpie ce se prelucrează în turbină.

În tabelul 2 se prezintă unele date de funcţionare pentru generatoarele de abur ale centralelor nucleare Oconee şi Palisades.

La o analiză a datelor funcţionale, atrage atenţia valoarea mai ridicată a temperaturii medii a agentului primar la generatorul cu circulaţie forţată. Aceasta îi permite producerea de abur uşor supraîncălzit (circa 20°C supraîncălzire), ceea ce conduce la o mărire a căderii de entalpie în corpul de înaltă presiune al turbinei şi deci la o mărire a randamentului interior al acesteia.

Creşterea temperaturii medii a agentului primar are însă ca efect şi creşterea gradului de ardere a combustibilului nuclear, ceea ce măreşte suplimentar economicitatea ciclului de combustibil, scăzînd cheltuielile anuale de exploatare cu combustibilul nou sau uzat.

Se evidenţiază de asemenea diferenţa de debit de agent primar, care în cazul generatorului cu circulaţie naturală este cu circa 4% mai mare. Rezultă o creştere corespunzătoare a consumului serviciilor interne.

Aceste diferenţe, rezultate direct din cele două soluţii diferite de producere a aburului, precum şi anumite rezolvări specifice în cadrul SNPA, mai puţin legate de modalitatea de producere a aburului, determină pentru două generatoare, unul tip OTSG, altul tip „U", producînd fiecare cîte 400 MW_e într-un sistem de abur nuclear de 800 MW_e cu două bucle, diferenţe de cost al investiţiei cifrate la 2,56 ($/$kW_i$) [1].

Tabelul 2

Datele funcţionale privind generatoarele centralelor Oconee şi Palisades

Element \ Tip	OTSG (cu străbatere forţată)	Generatoare cu tuburi „U" (cu circulaţie naturală)
Data intrării în funcţiune	trim. II.1973	trim.I.1972
Puterea termică a reactorului (MW_t)	2 568	2 650
Puterea electrică totală (MW_e)	886	830
Numărul de bucle	2	2
Puterea termică pe generator de abur (MW_t)	1 284	1 305
Puterea electrică netă de abur pe generator (MW_e)	443	415
Partea primară a GA		
Debit agent primar (t/h)	40 000	41 400
Presiune agent primar (ata)	151	148
Temperatura agent primar la intrarea în generator (°C)	316	304
Temperatura agent primar la ieşirea din generator (°C)	288	285
Căderea de temperatură a agentului primar în generator (°C)	28	19
Temperatura medie a agentului primar în GA (°C)	302	294,5
Partea secundară a GA		
Debit agent secundar pe generator de abur (t/h)	2 530	2 385
Presiune agent secundar (ata)	63,5	51,7
Temperatură agent secundar la ieşirea din generatorul de abur (°C)	294	267
Temperatură agent secundar la intrarea în generator (°C)	253	214
Creşterea de temperatură a agentului secundar în GA (°C)	45	53
Consum specific de căldură (kcal/kWh) (net)	2 833	2 989
Randamentul global net al centralei	34,5	31,4

3. Analiza comparativă a randamentelor exergetice

Studiul pierderilor în procesul de transfer de căldură constituie un indiciu important asupra eficacităţii soluţiei alese pentru un generator de abur.

De aceea în lucrare sînt prezentate pe scurt rezultatele calculelor asupra randamentelor exergetice, dat fiind că o analiză exergetică este mai edificatoare decît una energetică [10]. Pentru calculul randamentelor a fost folosită formula :

$$\eta_{ex} = \frac{(e_b - e_a) D_{sec}}{(e_c - e_d) D_{prim}}$$ pentru circulaţia forţată ;

$$\eta_{ex} = \frac{(e_b - e_a - 0{,}01\, e_p) D_{sec}}{(e_c - e_d) D_{prim}}$$ pentru circulaţia naturală,

unde

e_b ; e_a — exergiile de ieşire-intrare ale agentului secundar ;
e_c ; e_d — exergiile de intrare-ieşire ale agentului primar ;
e_p — exergia purjei ;
D_{prim} ; D_{sec} — debitul de agent primar, respectiv secundar.

Calculele au fost făcute pentru temperaturi ale mediului ambiant cuprinse între 0 şi 30°C, utilizîndu-se formula cunoscută de calcul a exergiei [10] :

$$e = i - i_0 - T_0 (S - S_0),$$

în care

i este entalpia,
T — temperatura ;
S — entropia.

Indicele „0" se referă la starea mediului ambiant.

Tabelul 3

Rezumatul calculului exergetic pentru generatoarele de abur studiate (vezi şi fig 4)

		OTSG (străbatere forţată)	Generatoare cu tuburi „U" (circulaţie naturală)
Randamentul exergetic la valori ale temperaturii mediului ambiant t_0 date	$t_0 = 0$ °C	0,98212	0,98104
	$t_0 = 10$ °C	0,98031	0,97855
	$t_0 = 20$ °C	0,97724	0,97332
	$t_0 = 30$°C	0,97132	0,96924

Tabelul 3 permite evidenţierea unor randamente exergetice cu 0,1 — 0,4 % mai mari pentru OTSG.

Deşi cifrele date sînt mici, nu trebuie uitat însă că, în competiţia pentru reducerea preţului de cost al kW nuclear, fiecare îmbunătăţire contează.

4. Probleme de exploatare a generatoarelor de abur din CNE

Pentru analiza comparativă a comportării în exploatare, s-a considerat utilă prezentarea într-un tabel a tipurilor de defecte potenţiale [8] ale generatoarelor de abur din centralele nucleare (tabelul 4).

Tabelul 4

Privire de ansamblu asupra defectelor întîlnite în generatoare de abur nucleare

Tipuri de defecţiune	Natura defectului	Cauze
1. Coroziune	Coroziune datorită eforturilor remanente în sudurile tuburilor austenitice	Combinaţia unor factori nedoriţi în cursul fabricaţiei
	Coroziunea pe partea de apă în zona de evaporare sau ECO	Calitatea apei inadecvată
2. Vibraţie	Vibrarea fascicolului tubular ducînd la fractura tuburilor	Insuficientă ridigizare a fascicolului tubular. Rezonanţă între frecvenţa de separare a lui Karman şi frecvenţa naturală de vibraţie a tuburilor
3. Defecte de îmbinare	Scurgeri la zona îmbinării tuburilor cu placa tubulară ca rezultat al porozităţii în materialul de sudură (pentru tuburi sudate de placa tubulară)	Numai suprafaţa sudurii poate fi încercată la scurgeri sau crăpături. Există deci un pericol de microporozitate, care apare numai în cursul funcţionării. Oţelurile feritice sînt foarte susceptibile la un astfel de defect
	Puncte de scurgeri în suduri manuale în special suduri de montaj	Unele suduri de montaj sînt foarte dificil de realizat
4. Defectele în materialele tuburilor	Reducerea locală a grosimii peretelui legate de defecte în materialul de bază sau defecte în echipamentul de roluire	Insuficient control de calitate rezultat din dificultatea încercării tubului
5. Fenomene de oboseală	Fracturi datorate oboselii tuburilor GA	Dilatări termice insuficient stăpînite prin modul de proiectare a GA
6. Erori de proiectare	Insuficientă suprafaţă de încălzire datorită unor cantităţi excesive de agent de răcire care by-passează suprafeţele care cedează căldura (recirculări şi şicanări greşit calculate)	Problema nu este întru totul lămurită în proiectare, iar efectul ei este trecut cu vederea atunci cînd se calculează suprafeţele de schimb de căldură. Toleranţele de fabricaţie pot să aibă în unele cazuri o influenţă importantă
	Suprafaţa de încălzire insuficientă din cauza pierderilor de presiune secundară excesivă	Erori în dimensionare

Dintre aceste defecte au apărut pînă acum, la generatoarele de abur cu circulaţie naturală pentru PWR, defecte datorite coroziunii, fenomenelor de oboseală şi de reducere a grosimii materialului ţevii, precum şi unor greşeli de proiectare.

Defectele datorite coroziunii au ca factori determinanţi eforturile remanente în materialul ţevilor şi calitatea necorespunzătoare a apei de alimentare în cursul funcţionării sau opririlor.

Se poate presupune că eforturile remanente sînt egale pentru ambele tipuri de generatoare de abur, deoarece ele se datorează procedeelor de fabricaţie şi de prindere a ţevilor în placa tubulară; deci probabilitatea de apariţie a coroziunii sub efort este egală în cazul ambelor tipuri de generatoare. Datorită regimului de circulaţie forţată, OTSG necesită o tratare mai atentă a apei de alimentare, ceea ce, pe ansamblu, măreşte costul filtrării. Din punctul de vedere al generatorului propriu-zis, această situaţie avantajează însă generatorul cu străbatere forţată, care nu mai necesită purjări, cum este cazul cu cel cu circulaţie naturală. Acesta prezintă concentraţii locale de săruri în zona centrală a porţiunii de economizor, fapt ce constituie, după unii autori [8], una dintre sursele principale de defecte datorite coroziunii, defecte întîlnite la cîţiva centimetri de placa tubulară, la ţevile fascicolului tubular.

S-a dovedit, din experienţa de exploatare a generatoarelor de abur cu circulaţie naturală, că controlul calităţii apei de alimentare pe timpul opririlor de scurtă sau de lungă durată este de o importanţă covîrşitoare pentru micşorarea numărului de defecte ce au la bază coroziunea [1], [8]. Se poate presupune acelaşi lucru şi pentru generatoarele cu străbatere forţată.

Defecte datorite oboselii au fost deja semnalate la unele generatoare cu circulaţie naturală [9], la care tensiunile termice şi alungirile relative, în special pentru ţevile centrale, ating valori periculoase în unele regimuri tranzitorii.

Trebuie menţionat că şi OTSG poate prezenta astfel de defecte, ca urmare a prinderii ţevilor între două plăci tubulare rigide. Totuşi, experienţa redusă de exploatare de pînă acum nu a evidenţiat astfel de avarii.

În plus, ca o consecinţă a felului în care se fixează fascicolul tubular la OTSG, se elimină zona de curbură care apare la generatoarele cu tuburi „U" şi care constituie o importantă sursă de defecţiuni prin apariţia crăpăturilor ce permit scurgeri de agent primar în cel secundar. Cauzele pot fi fenomenele de coroziune sub efort la care se adaugă cele de oboseală ciclică a materialului.

Apariţia fenomenelor de oboseală se datoreşte, în principal, unor greşeli de exploatare sau unei proaste estimări de eforturi la începutul şi în special la sfîrşitul duratei de viaţă calculate a fascicolului tubular.

Greşeli de proiectare mai pot apărea şi datorită unor dirijări greşite de agent răcitor peste suprafeţele ţevilor încălzitoare. La acest tip de greşeli sînt supuse în mod egal ambele tipuri de generatoare, verificările experimentale numeroase în faza de prototip micşorînd mult probabilitatea apariţiei unor astfel de defecte.

Reducerea numărului de ţevi defecte într-un generator de abur este esenţială pentru disponibilitatea centralei. Astuparea unei spărturi într-un tub defect necesită:

— 4 zile de oprire;
— 15—25 rem, doza primită de personal;
— 40 000 — 60 000 lei cheltuieli.

În legătură cu aceasta, se remarcă posibilitatea de inspecţie a fascicolului de ţevi, mai uşoară la OTSG decît la generatorul cu circulaţie naturală.

Din considerentele expuse mai sus rezultă că probabilitatea de avariere a unei părţi a fascicolului de ţevi este mai mare la circulaţia naturală decît la cea forţată. Această situaţie nu poate deveni însă un argument decisiv în favoarea generatoarelor OTSG, datorită experienţei reduse de exploatare a acestora.

Concluzii

Comparaţia făcută indică generatorul de abur cu circulaţie forţată ca mai avantajos din punct de vedere constructiv, exergetic, al parametrilor de funcţionare, precum şi al comportării în exploatare.

Referitor la acest din urmă aspect, rezolvarea mai favorabilă a problemelor de fiabilitate constituie unul dintre argumentele principale în favoarea generatoarelor OTSG, rămînînd însă ca practica să confirme acest avantaj asupra generatoarelor cu tuburi „U".

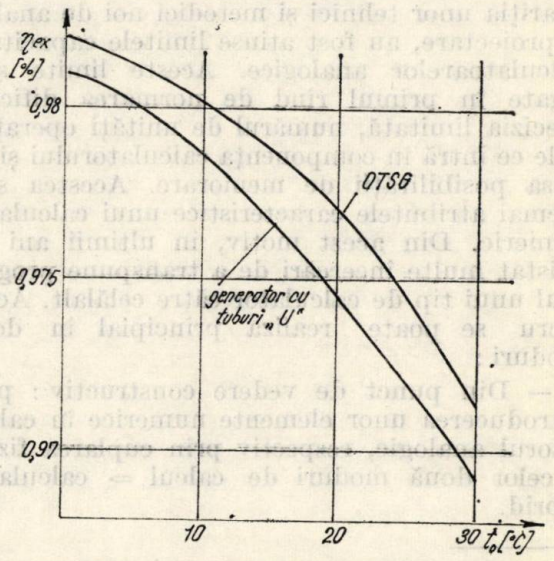


Fig. 4. Variaţia randamentelor exergetice pentru diverse temperaturi ale mediului ambiant.

Comparaţia făcută între cele două tipuri este însă incompletă, lipsind referiri la tehnologiile de fabricaţie, preţuri etc.

De asemenea, experienţa de exploatare a generatoarelor cu circulaţie forţată este limitată, ceea ce împietează tranşarea definitivă a comparaţiei în favoarea unuia dintre tipurile discutate.

Bibliografie

[1] Boatright, G. F. *This is our competition.* Notebook, Babcock & Wilcox Company, Boiler Division, iunie 1967.

[2] Johnson, L. E. şi Mc Donald, B. N. *Generating superheated steam in nuclear boiler.* În: Power, mai 1971.

[3] * * * *Steam; its generation and use.* Babcock & Wilcox, 38 edition, 1972.

[4] Johnson, L.E. *Nuclear once-through steam generator.* Report presented at American Nuclear Society. Williamsburg, Virginia, septembrie 1970.

[5] Dorner, H. *Les components des centrales nucléaires.* În: Energie nucléaire, nr. 3, 1972.

[6] * * * Nuclear Engineering International, ianuarie 1970.

[7] * * * Nuclear Engineering International, aprilie 1974.

[8] Kägi, J. *The principal designs of steam generators for indirect cycle in nuclear power plants.* În: Sulzer Technical Review, nr. 1, 1970.

[9] * * * *Comportarea în exploatare a generatoarelor de abur.* Notă informativă internă, ICEMENERG, 1974.

[10] Dinculescu, C., Dănilă, N. şi Pimsner, V. *Analiza termodinamică a schemelor centralelor electrice.* Editura Academiei R.S.R., Bucureşti, 1967.

(Articol intrat în redacţie la 17 august 1974)

Metodă de simulare numerică cu aplicaţie la bucla de reglare a temperaturii aburului supraîncălzit

Ing. **E. Urcan,**
Ing. **R. Urcan,**
Ing. **Th. Ciselski** *

1. Descrierea metodei de simulare numerică

1.1. Consideraţii generale

Pentru modelarea sistemelor continue s-a utilizat, pînă în urmă cu 5—6 ani, în exclusivitate calculatorul analogic. Odată cu creşterea ariei şi a complexităţii sistemelor din punctul de vedere al structurii şi caracterului, cît şi cu apariţia unor tehnici şi metodici noi de analiză şi proiectare, au fost atinse limitele capacităţii calculatoarelor analogice. Aceste limite sînt legate în primul rînd de normarea dificilă, precizia limitată, numărul de unităţi operaţionale ce intră în componenţa calculatorului şi de lipsa posibilităţii de memorare. Acestea sînt tocmai atributele caracteristice unui calculator numeric. Din acest motiv, în ultimii ani au existat multe încercări de a transpune programul unui tip de calculator către celălalt. Acest lucru se poate realiza principial în două moduri:

— Din punct de vedere constructiv: prin introducerea unor elemente numerice în calculatorul analogic, respectiv prin cuplarea fizică a celor două moduri de calcul ⇒ calculator hibrid.

— Din punctul de vedere al programului: prin folosirea unor limbaje speciale de programare prin care un calculator numeric poate fi programat şi deservit la fel ca un calculator analogic.

Tehnicile şi metodele de calcul numerice s-au perfecţionat continuu, conducînd la apariţia unor limbaje speciale de programare cu caracter aplicativ, utilizate pentru simularea sistemelor continue, denumite limbaje de simulare.

1.2. *Caracteristicile generale ale limbajelor de simulare numerică* sînt:

— Operaţia de programare este simplă şi rapidă — chiar şi pentru nespecialişti în domeniul programării calculatoarelor — în comparaţie cu programarea în limbaj convenţional: FORTRAN sau ALGOL etc. sau prin cablare analogică.

— Operaţia de normalizare a variabilelor modelului este eliminată, deoarece valorile minime şi maxime de amplitudine sînt similare cu cele admise pentru reprezentarea numerelor în calculatorul utilizat.

— Creşterea preciziei şi a flexibilităţii modelului.

— Înregistrarea numerică tabelată şi grafică în anumite cazuri şi vizualizarea pe display a variabilelor necesare din sistemul simulat.

— Timpul de introducere a modelului pe calculator este incomparabil mai mic decît timpul necesar cablării analogice a acestuia, eliminîndu-se totodată operaţia de „verificare pe blocuri", operaţie absolut necesară în cazul simulării analogice.

— Timpul de calcul pentru soluţionarea unui sistem de ecuaţii diferenţiale, prin anumite limbaje de simulare (de exemplu CSMP 360), este mai mic decît timpul de calcul afectat rezolvării aceluiaşi sistem cu ajutorul limbajului convenţional FORTRAN [6].

* Ing. Elvira Urcan şi ing. Theodor Ciselski lucrează la ICEMENERG; ing. Radu Urcan lucrează la CCPCE.

Lucrarea de față propune adoptarea metodei simulării numerice — prin aplicarea limbajului de simulare CSMP 1130 — și stabilește totodată puncte de plecare pentru abordarea problemelor cu un grad de dificultate sporit.

În continuare sînt descrise caracteristicile limbajului CSMP 1130 și metodica de programare în acest limbaj, cu aplicare la simularea numerică a buclei de reglare a temperaturii aburului supraîncălzit.

1.3. *Caracteristicile limbajului CSMP 1130*

— Limbajul CSMP 1130 (Continous System Modeling Program) face parte din categoria simulatoarelor analog-numerice și este destinat modelării sistemelor continue, cu parametri concentrați, invarianți în timp.

— Limbajul furnizează un număr de 26 blocuri similare blocurilor funcționale ale unui calculator analogic (sau hibrid), de exemplu: sumatoare, integratoare, multiplicatoare, generatoare de funcții, elemente logice etc., și posibilitatea definirii de noi blocuri de către utilizator — maximum 9, descrise în limbaj FORTRAN sau ASSEMBLER —, astfel încît poate fi simulată o clasă foarte largă de sisteme continue.

— Limbajul furnizează un program adecvat necesar specificării interconexiunii între blocuri (similar panoului de borne de la calculatorul analogic).

— Metoda de integrare folosită: Runge — Kutta de ordinul II.

— Limbajul are caracter conversațional, ceea ce oferă utilizatorului posibilitatea permanentă a dialogării cu calculatorul în vederea acționării asupra modelului (în mod similar lucrului pe calculator analogic).

Dialogul om-calculator, care se realizează prin intermediul consolei calculatoarelor, introduce următoarele facilități de modificare, toate fiind opționale:

a) Posibilitatea modificării configurației schemei-bloc analogice de funcționare a sistemului.

b) Posibilitatea modificării condițiilor inițiale sau a parametrilor modelului.

c) Posibilitatea modificării caracteristicilor generatoarelor de funcții.

d) Posibilitatea modificării intervalului de tipărire a variabilelor cerute.

e) Posibilitatea modificării variabilelor cerute pentru tipărirea sau reprezentarea grafică.

f) Posibilitatea memorării stării sistemului la un moment dat și reluarea soluționării din starea în care a fost oprit modelul asupra căruia, din momentul opririi pînă în momentul reluării, s-au efectuat o serie de modificări.

Conversația om-calculator este completată de o listă cu numeroase mesaje de erori, cereri sau observații la adresa datelor, modificărilor sau opțiunilor introduse de utilizator prin intermedin consolei sau al cititorului de cartele.

1.4. *Metodica de programare în limbaj CSMP 1130*

Operația de pregătire a problemelor destinate soluționării pe calculator numeric utilizînd metoda simulării numerice în limbaj CSMP 1130 necesită următoarele faze:

1.4. a) Alcătuirea schemei-bloc analogică.

1.4. b) Scrierea programului pentru calculator.

1.4. a) *Alcătuirea schemei-bloc analogice* constă în transpunerea modelului matematic ce descrie comportarea dinamică (sau statică) a sistemului dat într-o schemă formată prin interconectarea blocurilor funcționale standard (26 la număr) sau speciale (9 la număr, definite de utilizator), blocuri ce corespund operațiilor elementare existente în model.

Fiecare bloc (fig. 1) este descris de o relație de forma:

$$e_0 = f(e_1, e_2, e_3, P_1, P_2, P_3),$$

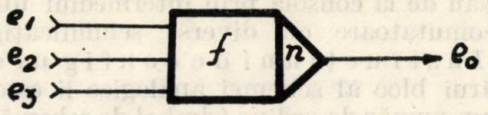


Fig. 1.

unde

e_1, e_2, e_3 sînt mărimi de intrare (nu se admit mai mult de trei);

P_1, P_2, P_3 — parametri (nu se admit mai mult de trei);

n — numărul blocului în schema-bloc analogică a sistemului simulat;

f — relația funcțională;

e_0 — mărimea de ieșire.

Fiecare tip de bloc se identifică prin:

— simbol de schemă (numărul blocului în schema-bloc analogică);

— simbol de limbaj.

De exemplu:

— Blocul sumator are drept „simbol de schemă" schema din figura 2, caracterizată de un număr de ordine n în schema-bloc analogică și o cifră „+", drept simbol de limbaj.

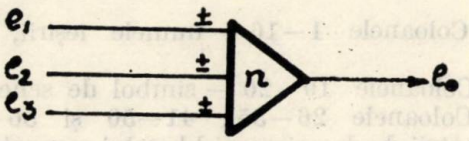


Fig. 2.

— Blocul integrator are drept „simbol de schemă" schema din figura 3, caracterizată de un număr de ordine în schema-bloc analogică și litera I drept simbol de limbaj.

Fiecărui bloc-tip îi corespunde o subrutină în memoria calculatorului, care este chemată printr-un simbol de limbaj tip: I, W, G, K etc. (anexa 1).

În cadrul unei scheme-bloc analogice poate fi utilizat oricare dintre cele 35 elemente-bloc funcționale de un număr de ori ce corespunde restricțiilor impuse de capacitatea de memorie a echipamentului de calcul utilizat (indicate în manualul de operare [3]).

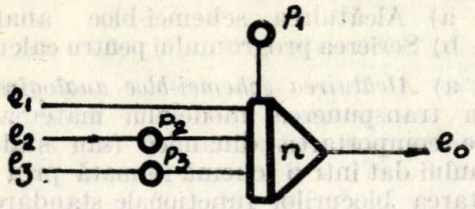


Fig. 3.

1.4. b) *Scrierea programului pentru calculator* Transpunerea schemei-bloc analogice într-un program pentru calculator se face prin utilizarea a trei tipuri de instrucțiuni (care se introduc în calculator sub forma unor liste, date pe cartele sau de la consolă prin intermediul unui set de comutatoare cu diverse semnificații [3]).

1. Instrucțiuni de configurație. Fiecărui bloc al schemei analogice îi este atribuit un număr de ordine (simbol de schemă) și o literă sau semn (drept simbol de limbaj).

Pentru fiecare bloc se completează o cartelă, care va cuprinde următoarele informații :

— Coloanele 1—16 — numele ieșirii — se poate completa opțional cu scopul de a identifica variabila de ieșire.

— Coloanele 19—20 — numărul blocului (simbol de schemă) din schema analogică.

— Coloana 30 — simbol de limbaj.

— Coloanele 38—40; 48—50; 58—60 — cîmpul de intrări, conține cel mult trei intrări, care reprezintă numărul de ordine al blocurilor a căror ieșire constituie o intrare pentru blocul respectiv.

Pentru blocurile care nu există se lasă blankuri.

2. Instrucțiuni pentru condiții inițale și parametri. Se completează cîte o cartelă (numai pentru blocurile care presupun memorie : integratoare, elemente de întîrziere etc.), care cuprinde următoarea informație :

— Coloanele 1—16 — numele ieșirii, opțional.

— Coloanele 19—20 — simbol de schemă.

— Coloanele 26—35; 41—50 și 56—65— parametrii de descriere ai blocului respectiv.

Parametrul $P1$ determină valoarea ieșirii blocului la momentul $t = 0$.

3. Instrucțiuni de specificație pentru generatoarele de funcții — care definesc relațiile intrare-ieșire pentru elementele „generatoare de funcție" ale programului CSMP 1130.

Pentru descriere, anumite blocuri funcționale necesită toate cele trei tipuri de instrucțiuni (de exemplu generator de funcții), anumite blocuri numai două tipuri de instrucțiuni — de configurație și de parametri (de exemplu integrator, limitator etc.) și alte blocuri necesită un singur tip de instrucțiuni — de configurație (de exemplu releu, multiplicator etc.).

Ordinea de înscriere a blocurilor funcționale în oricare dintre secțiunile programului nu este supusă la restricții.

Ca exemplu s-a simulat bucla de reglare a temperaturii aburului supraîncălzit.

2. Simularea numerică a buclei de reglare a temperaturii aburului supraîncălzit

2.1. a) *Descrierea buclei de reglare a temperaturii aburului supraîncălzit*

Pentru o funcționare sigură și economică a agregatului cazan-turbină, este necesar să se mențină temperatura aburului cît mai constantă atît în regim cvasistaționar, cît și în regim tranzitoriu. Economicitatea funcționării agregatului este legată direct de menținerea constantă a temperaturii aburului livrat de cazan. De asemenea, depășirea unor anumite limite ale temperaturii aburului în timpul variațiilor de sarcină poate periclita siguranța în exploatare a instalației. Rezolvarea acestei probleme la cazanele de abur moderne se face cu ajutorul unui răcitor de abur cu injecție de condensat. Debitul de condensat, care poate fi luat direct din instalație, se prepară special într-un condensator de abur (Dolejal). Reglarea debitului de condensat injectat se face cu ajutorul unui circuit de reglare prevăzut special și care are sarcina de a regla acest debit în funcție de temperatura aburului.

Lucrarea de față propune adoptarea metodei simulării numerice prin aplicarea limbajelor de simulare superior organizate — pentru o instalație de automatizare ale cărei proprietăți statice și dinamice sînt cunoscute. Perturbațiile statice și dinamice necesare au fost determinate experimental la CET Grozăvești pentru un bloc cazan-turbină de 50 MW [2]. Perturbațiile folosite la ridicarea caracteristicilor dinamice au fost astfel alese, încît să păstreze liniaritatea instalației automatizate în jurul sarcinii de referință — 340 t/h.

O variantă îmbunătățită a schemei de reglare a temperaturii aburului supraîncălzit este dată în figura 4. Regulatorul (R) de tip PI primește 3 semnale de intrare :

— consemnul (c);

— temperatura finală de la ieșirea supraîncălzitorului (θ_b);

— derivata temperaturii aburului după punctul de injecție, θ_r;

— viteza de deplasare a servomotoarelor turbinei.

Regulatorul acţionează asupra servomotorului, S, care comandă ventilul de admisie al apei de injecţie.

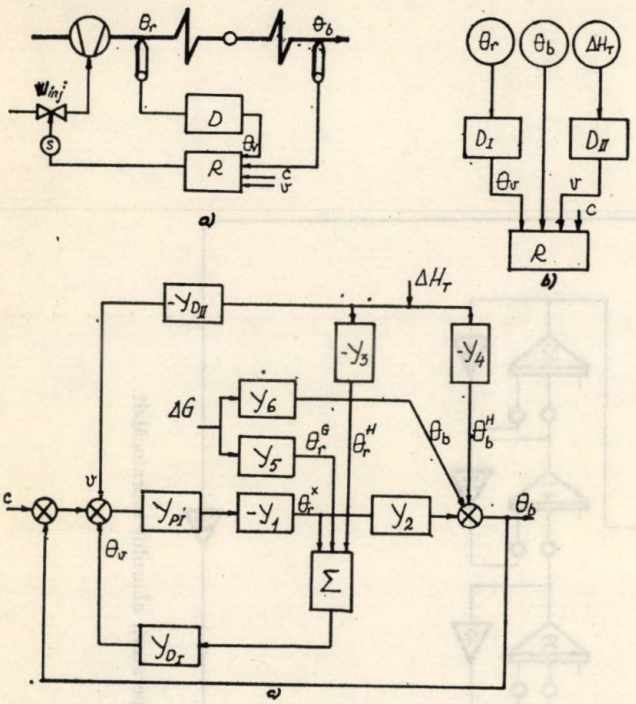


Fig. 4. Schema de reglare a temperaturii aburului supraîncălzit :
a – schema constructivă; *b* – schema principială; *c* – schema structurală.

Aparatura de reglare folosită este de proveniență sovietică, fabricată de MZTA.

Regulatorul este de tip discontinuu. Funcţionarea sa poate fi aproximată cu cea a unui regulator continuu de tip PI.

$$Y_{PI}(s) = K_r \frac{1 + T_i\, s}{T_i\, s}.$$

Servomotorul are viteza constantă şi prin intermediul lui se realizează componenta integrală.

Schema-bloc conţine trei contururi :

— un contur de reglare : Y_1, Y_2, θ_b, Y_{PI}, care are ca parametru reglat temperatura aburului la ieşirea din supraîncălzitor ;

— două contururi de anticipare ce îmbunătăţesc comportarea dinamică a schemei de reglare :

a) un contur de anticipare : Y_1, θ_r, Y_D, Y_{PI}, care determină o mărire a vitezei de răspuns a circuitului de reglare, mai ales la perturbaţii ale mărimii de execuţie. Semnalul temperaturii aburului după răcitor θ_r, trecut printr-un diferenţiator, este folosit ca semnal de anticipare θ_v. La mărirea vitezei de răspuns a circuitului de reglare mai participă perturbaţiile debitului de gaz şi perturbaţia obţinută prin modificarea poziţiei ventilelor de reglare ale turbinei ;

b) un contur de anticipare care preia un semnal de anticipare a perturbaţiei de sarcină ΔH_T (îmbunătăţind astfel comportarea dinamică a schemei de reglare).

Ca element de anticipare se foloseşte un diferenţiator care are şi o constantă de timp parazită $\left(Y_D(s) = K_d \dfrac{T_d\, s}{1 + T_d\, s} \right)$.

2.1. b) *Deducerea modelului matematic*

Funcţiile de transfer au fost deduse [2] pe baza unor funcţii indiciale ridicate experimental. Au fost luate în considerare următoarele perturbaţii principale :

— perturbaţia mărimii de execuţie — x_m ;
— perturbaţia de sarcină — ΔH_T ;
— perturbaţia debitului de gaz — ΔG.

Pe baza funcţiilor indiciale obţinute (ale temperaturii aburului după răcire, θ_r, şi la ieşirea din supraîncălzitor, θ_b) la principalele perturbaţii enumerate mai sus, s-au dedus funcţiile de transfer.

Prelucrarea funcţiilor indiciale s-a făcut pe cale analitică pentru $Y_1(s)$ şi prin identificare cu ajutorul calculatorului analogic pentru celelalte funcţii de transfer. Funcţiile de transfer pentru bucla studiată sînt date în figura 5.

Funcţia de transfer $Y_1(s)$ reprezintă răcitorul de abur, iar funcţia de transfer $Y_2(s)$ caracterizează supraîncălzitorul propriu-zis.

$$Y_1(s) = -1{,}54 \frac{e^{-11{,}2\,s}}{(1 + 7{,}5\,s)(1 + 25\,s)} \left[\frac{^\circ C}{\%}\right]$$

$$Y_2(s) = \frac{1{,}31}{(1 + 62{,}5\,s)(1 + 37{,}5\,s)(1 + 83{,}3\,s)} \left[\frac{^\circ C}{^\circ C}\right]$$

$$Y_3(s) = \frac{-0{,}132\,(1 + 750\,s)}{(1 + 125\,s)^2\,(1 + 50\,s)} \left[\frac{^\circ C}{mm}\right]$$

$$Y_4(s) = \frac{-0{,}0338\,(1 + 750\,s)}{(1 + 125\,s)\,(1 + 50\,s)} \left[\frac{0{,}78}{1 + 95\,s} + \frac{3{,}9}{1 + 185\,s} \cdot \frac{1{,}78}{1 + 156\,s}\right] \left[\frac{^\circ C}{mm}\right]$$

$$Y_5(s) = \frac{2{,}5 \cdot 10^{-3}\,(1 + 700\,s)}{(1 + 185\,s)\,(1 + 180\,s)\,(1 + 44{,}7\,s)\,(1 + 50\,s)} \left[\frac{^\circ C}{Nm^3/h}\right]$$

$$Y_6(s) = \frac{1 \cdot 10^{-3}}{(1 + 185\,s)\,(1 + 180\,s)\,(1 + 2500\,s)} \left[40 - 39 \cdot \frac{1}{(1 + 41{,}7\,s)\,(1 + 50\,s)}\right] \left[\frac{^\circ C}{Nm^3/h}\right]$$

Fig. 5. Model matematic pentru bucla de reglare a temperaturii aburului supraîncălzit.

Funcţiile de transfer $Y_3(s)$ şi $Y_4(s)$ reprezintă influenţa deplasării ventilelor de reglare ale turbinei asupra temperaturilor θ_r, respectiv θ_b.

Funcţiile de transfer $Y_5(s)$ şi $Y_6(s)$ reprezintă influenţa perturbaţiilor debitului de gaze asupra temperaturilor θ_r, respectiv θ_b.

2.2. *Transpunerea pe calculator a modelului matematic al buclei de reglare a temperaturii aburului*

Pe baza funcţiilor de transfer cunoscute atît ca structură cît şi ca valoare a coeficienţilor (modelul matematic), se alcătuieşte schema-bloc analogică şi se scrie programul pentru calculator conform § 1.4.

Rezultă schema-bloc analogică (modelul de calculator) a buclei de reglare analizate (fig. 6) conform § 1.4. a.

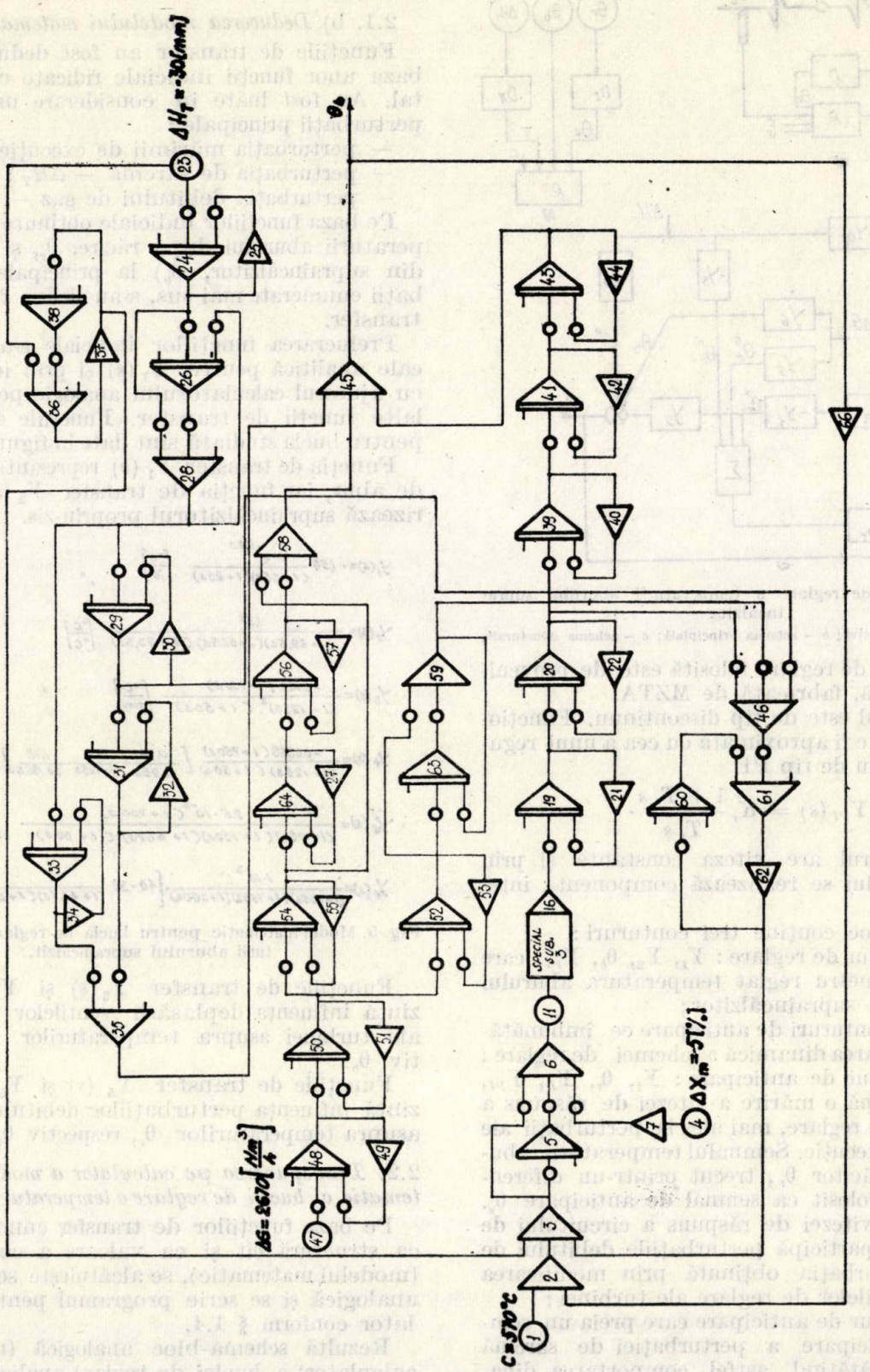


Fig. 6. Model pentru calculator al buclei de reglare a temperaturii aburului supraîncălzit.

Programul pentru calculator cuprinde :

— lista cu informaţii (fig. 7) asupra configuraţiei schemei analogice (fig. 6), scrisă conform § 1.4. b. 1 ;

— lista cu informaţii asupra parametrilor şi condiţiilor iniţiale (fig. 8) pentru blocurile din schema analogică (fig. 6), conform § 1.4.b. 2.

În cazul buclei de reglare a temperaturii aburului nu a fost completat setul de cartele pentru generatoarele de funcţii, deoarece schema nu cuprinde nici un generator de funcţii.

CONTINUOUS SYSTEM MODELING PROGRAM A DIGITAL ANALOG SIMULATOR PROGRAM FOR THE IBM 1130

Configuration specification

output name	block	type	input 1	input 2	input 3
c	1	k	0	0	0
	2	+	1	66	0
	3	+	37	2	62
delta xm	4	k	0	0	0
	5	i	0	3	0
xm-delta xm	6	w	5	3	7
	7	-	4	0	0
	11	g	6	0	0
	16	3	11	0	0
	19	i	0	16	21
	20	i	0	19	22
	21	-	19	0	0
	22	-	20	0	0
delta ht	23	k	0	0	0
	24	i	0	23	25
	25	-	24	0	0
	26	i	0	24	28
	27	-	64	0	0
	28	w	24	26	0
teta rh	29	i	0	28	30
	30	-	29	0	0
	31	i	0	29	32
	32	-	31	0	0
	33	i	0	28	34
	34	-	33	0	0
teta bh	35	w	31	33	0
	36	w	23	38	0
	37	-	36	0	0
	38	i	0	37	0
	39	i	0	20	40
	40	-	39	0	0
	41	i	0	39	42
	42	-	41	0	0
	43	i	0	41	44
	44	-	43	0	0
teta b	45	+	43	35	58
teta r	46	w	29	59	20
delta g	47	k	0	0	0
	48	i	0	47	49
	49	-	48	0	0
	50	i	0	48	51
	51	-	50	0	0
	52	i	0	50	53
	53	-	52	0	0
	54	i	0	50	55
	55	-	54	0	0
	56	i	0	64	57
	57	-	56	0	0
	58	w	54	56	0
	59	w	52	63	0
	60	i	0	62	0
	61	w	46	60	0
	62	-	61	0	0
	63	i	0	52	59
	64	i	0	54	27
	66	-	45	0	0

Fig. 7. Lista cu informaţii asupra configuraţiei schemei analogice din figura 6.

2.3. *Rezultatele simulării*

A fost analizată comportarea dinamică a supraîncălzitorului de abur, pentru patru regimuri de funcţionare.

Pentru a obţine datele finale, în afara setului de cartele descris în § 1.4, se mai introduc de la consolă următoarele date suplimentare :

— intervalul de integrare ;

— timpul total de simulare (soluţionare) ;

— intervalul de tipărire ;

— numărul blocului a cărui ieşire va fi înregistrată grafic împreună cu valorile minime şi maxime presupuse pentru aceasta ;

— numărul blocurilor a căror ieşire dorim să fie afişată. Se pot specifica cel mult patru blocuri, iar valoarea pentru variabila independentă este automat scrisă.

Intervalul de integrare recomandat este de circa 10 ori mai mic decît cea mai mică constantă de timp.

A fost simulat răspunsul supraîncălzitorului (curba de variaţie a temperaturii aburului la

Initial conditions and parameters

ic/par name	block	ic/par1	par2	par3
c	1	570.0001	0.0000	0.0000
	4	0.0000	0.0000	0.0000
integ	5	0.0000	0.0062	0.0000
w sum	6	1.0000	1.0400	1.0000
	11	1.5400	0.0000	0.0000
	16	0.0000	11.2000	0.0000
	19	0.0000	0.1330	0.1330
	20	0.0000	0.0400	0.0400
	23	0.0000	0.0000	0.0000
	24	0.0000	0.0200	0.0200
	26	0.0000	0.0080	-0.0080
	28	6.0000	1.0000	0.0000
	29	0.0000	0.0080	0.0080
	31	0.0000	0.0064	0.0064
	33	0.0000	0.0400	0.0400
	35	-0.2346	-0.0263	0.0000
	36	0.1700	1.0000	0.0000
	38	0.0000	0.0120	0.0000
	39	0.0000	0.0209	0.0160
	41	0.0000	0.0260	0.0260
	43	0.0000	0.0120	0.0120
teta r	46	-0.1320	0.0025	1.0000
	47	0.0000	0.0000	0.0000
	48	0.0000	0.0080	0.0080
	50	0.0000	0.0066	0.0066
	52	0.0000	0.0239	0.0239
	54	0.0000	0.0040	0.0040
	56	0.0000	0.0200	0.0200
	58	0.0400	-0.0390	0.0000
	59	14.0000	1.0000	0.0000
	60	0.0000	0.0042	0.0000
	61	1.0000	1.0000	0.0000
	63	0.0000	0.0200	-0.0200
	64	0.0000	0.0239	0.0239

Fig. 8. Lista cu informaţii asupra parametrilor şi condiţiilor iniţiale pentru blocurile din schema analogică din figura 6.

ieşirea din supraîncălzitor — θ_b) pentru următoarele regimuri dinamice :

1) mărimea de intrare treaptă : $c = 570$ [°C]

— perturbaţii nule : $\Delta X_m = 0$; $\Delta H_T = 0$; $\Delta G = 0$;

2) perturbaţia debitului de injecţie : $\Delta X_m = -5$ [%]; $c = 0$; $\Delta H_T = 0$; $\Delta G = 0$;

3) perturbaţia datorită modificării poziţiei ventilelor de reglare ale turbinei : $\Delta H_T = -30$ [mm]

$c = 0$; $\Delta X_m = 0$; $\Delta G = 0$;

4) perturbaţia datorită abaterii debitului de gaz : $\Delta G = 2670$ [Nm³/h]

$c = 0$; $\Delta H_T = 0$; $\Delta X_m = 0$.

Modul de operare pentru simularea celor patru regimuri enumerate anterior constă în soluţionarea schemei-bloc analogice pentru diferite valori atribuite blocurilor constante, după cum urmează :

Regimul nr. 1

— valoarea 570 pentru blocul nr. 1 ;

— valoare nulă pentru blocurile : 4, 23 şi 47.

Regimul nr. 2

— valoarea —5 pentru-blocul nr. 4;

— valoare nulă pentru blocurile : 1, 23 şi 47.

Regimul nr. 3

— valoarea —30 pentru blocul nr. 23 ;

— valoare nulă pentru blocurile : 1, 4 şi 47.

Regimul nr. 4

— valoarea 2670 pentru blocul nr. 47 ;

— valoare nulă pentru blocurile 1, 4 şi 23.

Curbele de variaţie ale temperaturii aburului supraîncălzit, θ_b, rezultate în urma simulării sînt date în figura 9 pentru regimul dinamic nr. 1 şi în figura 10 (*a*, *b*, *c*) pentru regimurile dinamice 2, 3 şi 4.

Concluzii

Limbajele de simulare numerică pot fi utilizate la soluţionarea unei largi clase de probleme practice de reglare : sisteme adaptive, sisteme neliniare, sisteme multivariabile ş.a., cu condiţia ca modelul matematic să nu cuprindă derivate parţiale.

Datorită caracteristicilor lor : uşor de însuşit şi aplicat, puternice din punctul de vedere al posibilităţilor de calcul, flexibile, universale, ele sînt deosebit de utile, asigurînd soluţionarea problemelor ştiinţifice şi inginereşti cu o precizie mare şi la un preţ de cost scăzut.

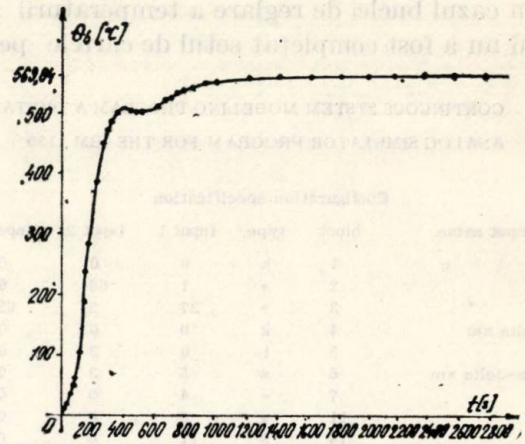


Fig. 9. Comportarea dinamică la intrare diferită de zero şi perturbaţii nule (regim dinamic NRA).

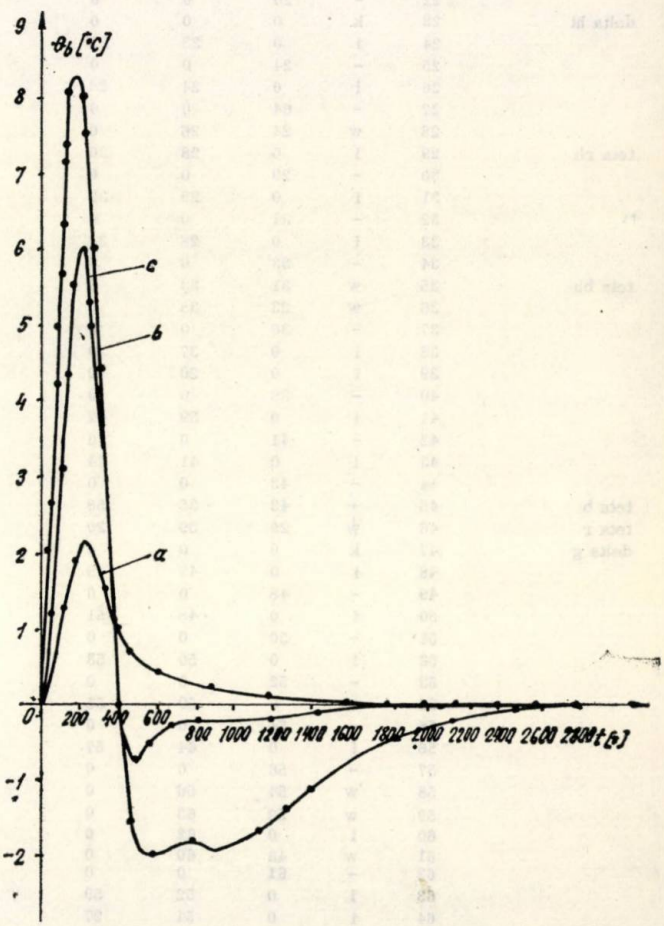
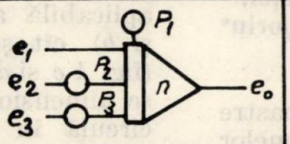
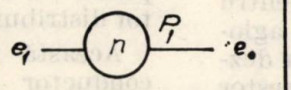
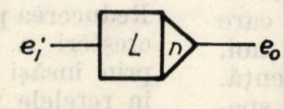
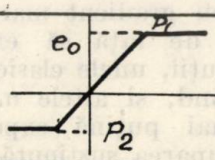
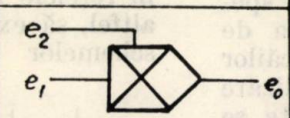
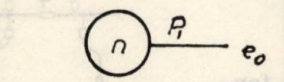
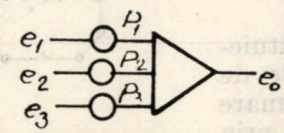
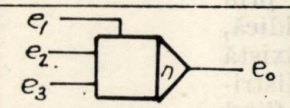
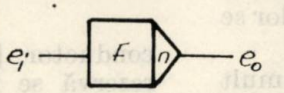
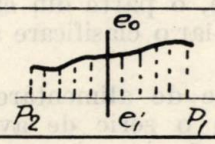


Fig. 10. Comportarea dinamică la perturbaţii, date cu : *a* — mărime de execuţie: $\Delta X_m = -5\%$; *b* — ventilele de reglare ale turbinei : $\Delta H_T = -30$ mm ; *c* — debitul de gaz ; $\Delta G = 2\,670$ Nm³/h.

ANEXA 1

Citeva elemente—standard ale limbajului CSMP 1130

TIPUL ELEMENT	SIMBOL LIMBAJ	SIMBOL de SCHEMĂ	RELAȚIE IEȘIRE - INTRARE
INTEGRATOR	I		$e_o = P_1 + \int (e_1 + e_2 P_2 + e_3 P_3)\, dt$
GAIN (AMPLIFICARE)	G		$e_o = P_1 e_1$
LIMITER	L		
MULTIPLIER	X		$e_o = e_1 e_2$
CONSTANT	K		$e_o = P_1$
WEIGHTED SUMMER	W		$e_o = P_1 e_1 + P_2 e_2 + P_3 e_3$
RELAY	R		$e_o = \frac{e_2}{e_3}$ for $e_1 \gtrless 0$
FUNCTION GENERATOR	F		

Bibliografie

[1] Buxton, J. N. *Simulation programming languages.* Proceedings of the IFIF Working Conference on Simulation Programming Languages, Oslo 1967.

[2] Berbece, C. *Analiza comparativă cu ajutorul calculatorului analogic IRME a patru variante de scheme pentru reglarea temperaturii aburului la cazanul TGM—84.* Lucrări tehnico-științifice, IRME, 1967.

[3] * * * *1130 Continous System Modeling Program.* Operations Manual GH 20 — 0282 — 2.

[4] Dinelay, J. L. *Simulating analogue techniques on a digital computer.*

[5] Forner, H. CSMP — *Blockorientierte Sprachen zur digitalen Simulation dynamischer Systeme.*

[6] Unbehauen, Neker. *Comparison of different methods for the digital simulation of control systems.* Congresul I.F.A.C. — DISCOP (1971).

(Articol intrat în redacție la 12 august 1974)

Asupra unor scheme de rețele de distribuție urbană la medie tensiune

Ing. D. Ivas,
Ing. N. Sufleţel,
Ing. M. Grigoriu*

Ritmul înalt de urbanizare a ţării noastre şi tendinţa generală de sistematizare a zonelor urbane impune preocupări şi soluţii noi pentru alimentarea cu energie electrică a acestor aglomerări. Pe de altă parte există şi în direcţia dezvoltării aparatajului şi tehnicii realizării acestor instalaţii o dinamică cu gradient mare, care face ca în momentul de faţă să existe o mare diversitate de soluţii, unele clasice, care uneori nu mai corespund, şi altele mai noi, pentru care există mai puţină experienţă. Aceasta justifică preocuparea susţinută a specialiştilor din domeniu pentru elaborarea de soluţii sau metode noi de determinare a căilor optime de urmat, preocupări materializate într-o bogată literatură, din care o parte se ocupă de structura optimă a reţelelor urbane [1], [2], [3], [4].

1. Scheme de distribuţie urbană la medie tensiune

Deşi se afirmă că ponderea mare a cheltuielilor de investiţii se realizează în reţelele de joasă tensiune şi în posturile de transformare [8], reţeaua de medie tensiune rămîne, prin dimensiuni şi prin problemele pe care le ridică, o parte însemnată a distribuţiei urbane. Există în practica mondială diverse scheme de distribuţie la medie tensiune, o parte din ele fiind trecute în revistă în [9], iar o clasificare a lor se încearcă în [10].

Distribuţia cu puncte de alimentare, mult folosită în prezent, cu o serie de avantaje, dar, după [11], scumpă şi mai complicată, cedează treptat locul distribuţiei directe, mai simplă şi mai uşor de exploatat.

De altfel, pătrunderea adîncă pe teritoriul oraşului a tensiunii înalte, favorizată de progresele în domeniul instalaţiilor de distribuţie (folosirea instalaţiilor compacte cu izolaţie de SF_6 [7], şi simplificarea schemelor staţiilor de racord adînc [1]) va impune soluţiile ce folosesc distribuţia directă, care are şi avantajul simplităţii, esenţial pentru exploatare, mai ales în cazul reţelelor de anvergură mare.

În privinţa modului de legare a distribuitoarelor de medie tensiune, distribuitoare care apar atît în schemele cu puncte de alimentare cît şi în cele cu distribuţie directă, există de asemenea mai multe posibilităţi. Soluţia mai mult aplicată, cu distribuitoare secţionate la mijloc prin separator (sau întreruptor), cu capetele pe aceeaşi bară sau bare (secţii) diferite, aplicabilă atît la distribuţia directă (fig. 1, *a* şi *b*) cît şi la cea cu puncte de alimentare (fig. 1 *c* şi *d*), necesită ca secţiunea cablului să se dimensioneze pentru dublul curentului care circulă în mod normal prin cablu, aceasta pentru ca în caz de avarie să poată fi alimentat tot distribuitorul de la un capăt.

Această folosire neraţională a materialului conductor al cablului poate fi apreciabilă atunci cînd numărul de posturi pe un distribuitor este mare (la secţiuni sau tensiuni mari). Reducerea pierderilor de energie datorită acestei creşteri a secţiunii nu poate fi apreciabilă prin însăşi valoarea redusă a acestor pierderi în reţelele în cauză [11]. Aceasta a făcut, de altfel, să existe preocupări în direcţia studierii schemelor ce folosesc mai bine materialul

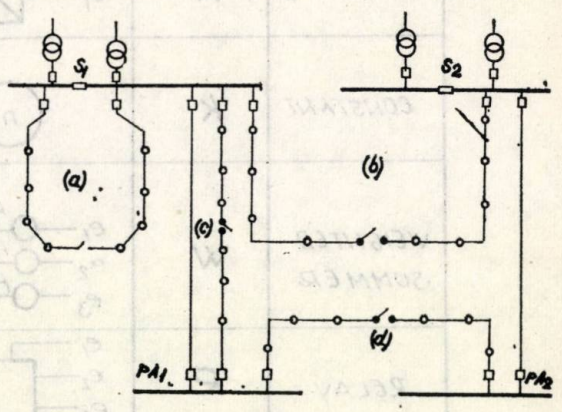


Fig. 1

conductor [1], scheme la care alimentarea de rezervă se face direct în locul de secţionare, acesta fiind :

— la bara sursei de rezervă, secţionarea făcîndu-se prin întreruptor ;

— la o bară specială (contrastaţie) a cărei alimentare se face printr-un cablu special (numit de rezervă sau ajutor), soluţie care uneori poartă denumirea de „fus", secţionarea făcîndu-se prin separator (fig. 2 *a*) sau întreruptor normal închis (fig. 2 *b*) ;

— de-a lungul unui cablu de rezervă, soluţie denumită şi „spic" (fig. 3).

Pornind de la faptul că în [1] s-a dovedit, pe un caz practic, că schema din figura 2 *a* este mai avantajoasă decît toate celelalte, se încearcă în continuare să se introducă într-un model matematic cheltuielile anuale pentru varianta clasică cu „distribuitoare secţionate la mijloc prin separator" (*dsm*) şi varianta

* Ing. Dumitru Ivas este şef de lucrări la Institutul politehnic Iaşi ; ing. Nicolae Sufleţel este inginer-şef şi ing. Margareta Grigoriu este şef de birou, ambii la I.R.E. Iaşi.

din figura 2 *a*, pe care o vom denumi în continuare cu „contrastație cu separatoare" (*css*), în scopul de a obține condițiile în care ultima ar putea fi competitivă în condițiile de la noi.

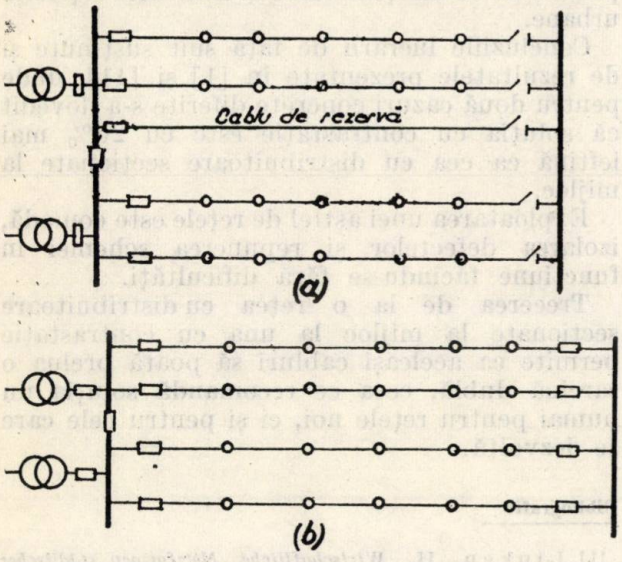


Fig. 2

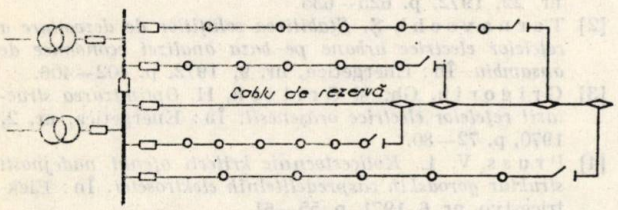


Fig. 3

2. Modelul matematic al costurilor rețelelor de distribuție urbană (*cds*) și (*css*)

Pentru calculul cheltuielilor anuale se va folosi următoarea relație [6]:

$$Z = a_0 \cdot l + a_u \cdot U \cdot l + a_s \cdot S \cdot l + \frac{P^2}{U^2 \cdot \cos^2 \varphi} \cdot \frac{c \cdot \tau}{\gamma \cdot S} \cdot 1 \qquad (1)$$

unde

Z	reprezintă	cheltuielile anuale de calcul;
U	—	tensiunea rețelei, în kV;
S	—	secțiunea, în mm²;
P	—	puterea transmisă, în kW;
l	—	lungimea liniei, în km;
τ	—	timpul de pierderi anuale, în ore;
$\cos \varphi$	—	factorul de putere;
γ	—	conductibilitatea electrică a conductorului, în $m/\Omega \cdot mm^2$;
a_0, a_u, a_s	—	coeficienți economici ale căror unități de măsură le explică semnificația a_0 (lei/m), a_u(lei/kV·m)și a_s(lei/mm²·m). Valorile acestora se pot extrage ușor din tabelele cu costurile cablurilor.

Pentru simplificare se face următoarea substituție:

$$P^2/U^2 \cdot \cos^2 \varphi = 3 I^2, \qquad (2)$$

I fiind curentul, în A.

Vom obține astfel:

$$Z = a_0 \cdot l + a_u \cdot U \cdot l + a_s \cdot S \cdot l + c \cdot \tau \cdot 3 \cdot I^2 \cdot l/\gamma \cdot S. \qquad (3)$$

În gama secțiunilor folosite curent în rețelele de medie tensiune se poate accepta între secțiune și curent o relație liniară de forma:

$$S = I/j, \qquad (4)$$

unde j este densitatea de curent admisibilă în conductor.

În cazul distribuitoarelor secționate la mijloc, intensitatea curentului se ia dublă față de celelalte soluții și deci se poate scrie:

$$S = 2 I/j, \qquad (5)$$

rezultînd pentru cheltuielile anuale corespunzătoare soluției notată de noi cu (*dsm*):

$$Z_{dsm} = l \cdot [a_0 + a_u \cdot U + (I \cdot 2 \cdot a_s/j) + (c \cdot \tau/\gamma) \cdot 3 \cdot I^2 \cdot (j/2\, I)] \qquad (6)$$

de unde, simplificînd, se obține:

$$Z_{dsm} = l \cdot \{a_0 + a_u \cdot U + I\, [(2 \cdot a_s/j) + (3/2) \cdot (c \cdot \tau \cdot j/\gamma)]\}. \qquad (7)$$

În cazul soluției cu contrastație, cablul va fi dimensionat pentru valoarea curentului I și cheltuielile anuale vor fi:

$$S = I/j \qquad (8)$$

$$Z_{css} = l \cdot [a_0 + a_u \cdot U + a_s \cdot I/j + (3 \cdot I^2 \cdot c \cdot \tau/\gamma) \cdot (j/I)] + Z_{ca} + Z_{cs} = l \cdot [a_0 + a_u \cdot U + I\,(a_s/j + 3 \cdot c \cdot \tau \cdot j/\gamma)] + Z_{ca} + Z_{cs}, \qquad (9)$$

unde Z_{ca} sînt cheltuielile corespunzătoare cablului de rezervă, iar Z_{cs} cele legate de realizarea contrastației.

Soluția cu contrastație va fi mai avantajoasă dacă diferența $(Z_{dsm} - Z_{css})$ va fi pozitivă.

Din schemele corespunzătoare celor două soluții se observă că se poate accepta egalitatea lungimilor l în ambele soluții și deci expresia diferenței cheltuielilor va fi:

$$Z_{dsm} - Z_{css} = l \cdot I \cdot (a_s/j - 3 \cdot \tau \cdot c \cdot j/2 \cdot \gamma) - Z_{ca} - Z_{cs}, \qquad (10)$$

expresie care va fi pozitivă dacă:

$$l \cdot I\,(a_s/j - 3 \cdot c \cdot \tau \cdot j/2 \cdot \gamma) > Z_{ca} + Z_{cs}. \qquad (11)$$

Se vor studia în continuare valorile extreme pe care le poate lua expresia din stînga inegalității (11), acceptînd pentru elementele expresiei următoarele game de valori :

— numărul de distribuitoare $n = 4 \div 8$;
— lungimea unui distribuitor $l_d = 400 \div 2000$m;
— lungimea totală $l = l_d \cdot n = 1600 \div 16000$m;
— intensitatea curentului $I = 200 \div 400$ A ;
— coeficienții economici $a_s = 500 \div 1000$ lei/mm^2 ·km și pentru o valoare a coeficientului normativ de eficiență a capitalului de 0,1 rezultă : $a_s = 50 \div 100$ lei/mm^2·km·an ;
— $j = 1{,}5 \div 2{,}5$ A/mm^2 ;
— $\tau = 400 \div 1000$ h ;
— $\gamma = 1/30$ km/Ω·mm;
— $c = 0{,}2$ lei/kWh;

rezultă că valoarea minimă a expresiei din stînga inegalității (11) este :

$$1{,}6 \cdot 200 \left(\frac{50}{2{,}5} - \frac{3 \cdot 1000 \cdot 2{,}5 \cdot 0{,}2 \cdot 30}{2 \cdot 1000} \right) =$$

$$= -800 \text{ lei/an},$$

iar valoarea maximă a aceleiași expresii va fi :

$$16 \cdot 400 \left(\frac{1000}{1{,}5} - \frac{3 \cdot 400 \cdot 1{,}5 \cdot 0{,}2 \cdot 30}{2 \cdot 1000} \right) \cong$$

$$\cong 400\,000 \text{ lei/an}.$$

Aceasta dovedește că există o gamă largă de situații în care schema din figura 2 *a* este mai avantajoasă, costul contrastației și al cablului de rezervă fiind mai mic decît valoarea corespunzătoare la 10 ani, de pînă la 4 milioane lei.

Concluzii

Impusă de urbanizarea rapidă caracteristică vremurilor noastre, reconsiderarea practicilor și tehnicilor actuale din domeniul rețelelor urbane poate duce la soluții și metode mai avantajoase.

În lucrarea de față se studiază oportunitatea introducerii schemei „cu contrastație" pentru distribuitoarele din rețelele urbane de medie tensiune, dovedindu-se că în unele cazuri economiile pot fi apreciabile.

De remarcat că economiile cresc odată cu numărul de posturi pe distribuitor, adică la tensiuni mai mari (20 kV) și la secțiuni ale cablului mai mari (240 mm^2), valori ce corespund unor tendințe actuale în domeniul rețelelor urbane.

Concluziile lucrării de față sînt susținute și de rezultatele prezentate în [1] și [11], unde pentru două cazuri concrete diferite s-a dovedit că soluția cu contrastație este cu 20% mai ieftină ca cea cu distribuitoare secționate la mijloc.

Exploatarea unei astfel de rețele este comodă, izolarea defectelor și repunerea schemei în funcțiune făcîndu-se fără dificultăți.

Trecerea de la o rețea cu distribuitoare secționate la mijloc la una cu contrastație permite ca aceleași cabluri să poată prelua o sarcină dublă, ceea ce recomandă soluția nu numai pentru rețele noi, ci și pentru cele care se dezvoltă.

Bibliografie

[1] Lipken, H. *Wirtschaftliche Netzformen städtischer 10—kV und 110 kV Netze.* În: Elektrizitätswirtschaft, nr. 22, 1972, p. 625—635.
[2] Tarnavschi, Ş. *Stabilirea soluțiilor de dezvoltare a rețelelor electrice urbane pe baza analizei economice de ansamblu.* În: Energetica, nr. 9, 1972, p. 402—406.
[3] Grigoriu, Gh. și Gritsch, H. *Optimizarea structurii rețelelor electrice orășenești.* În: Energetica, nr. 2, 1970, p. 72—80.
[4] Pruss, V. L. *Kolicestvennie kriterii otenki nadejnosti struktur gorodskih raspredelitelnih elektrosetei.* În: Elektricestvo, nr. 6, 1971, p. 55—61.
[5] Rothman, A. și Constantinescu, J. *Alegerea amplasamentului și a mărimii puterii stației electrice de injecție care alimentează o anumită zonă de consum.* În: Energetica, nr. 8, 1971, p. 400—404.
[6] Gordievski, G. I. și Korasev, D. D. *Primenenie metoda tehniko-ekonomiceskovo ekvivalentirovaniia dlea optimizații elektriceskih setei.* În: Energhetika i transport, nr. 5, 1971, p. 57—62.
[7] Schmitt, W. *Vollgekapselte 110-kV-Schaltanlagen für 110/10-kV Schwerpunktstationen in Fertigteil — Sistembauweise.* În: Elektrizitätswirtschaft, nr. 8, aprilie 1972, p. 197—201.
[8] Tarnavschi, Ş. *Perspective privind introducerea unor soluții noi pentru distribuția energiei electrice în cvartalele de locuințe.* În: Energetica, nr. 9, 1973, p. 431—439.
[9] Aizenberg, B. L. *Rețele electrice orășenești* (traducere din limba rusă). Editura tehnică, București, 1963.
[10] Ivas, D. și Grigoriu, M. *Tendințe noi în arhitectura rețelelor electrice orășenești.* Sesiunea de comunicări cu ocazia Zilei energeticianului, IRE Iași, 19—20 oct. 1973.
[11] * * * *Contract de colaborare IRE Iași — I.P. Iași.*

(Articol intrat în redacție la 23 iulie 1974)

Utilizarea metodelor de sinteză pentru determinarea echivalenților reduși de sistem

Ing. S. Darie și ing. Gh. Nagy Baka *

Lucrarea de față prezintă un nou algoritm pentru determinarea directă, prin sinteză topologică, a echivalenților reduși de sistem, pe baza matricei de impedanță nodală. Se expune modelul matematic, algoritmul și programul de calcul pentru determinarea echivalenților reduși de sistem.

1. Generalități

Echivalenții reduși de sistem au apărut inițial cu scopul de a analiza sisteme vaste cu mijloace modeste de calcul și datorită faptului că luarea în studiu a întregului sistem nu este satisfăcătoare totdeauna, din următoarele motive [1]:

— nu toate împrejurările din sistemele vecine conduc la schimbări ale stării sistemului în studiu;

— se îngreuiază în mod excesiv calculele, sau chiar devin imposibile pentru posibilitățile calculatoarelor (memorie, viteză de calcul etc.).

Echivalenții reduși de sistem se determină prin calcule off-line, folosindu-se informații despre regimuri staționare calculate on-line. Ei se determină diferit, în funcție de problema studiată și după elementele de studiat.

Mai utilizați sînt cei ce apelează la două ipoteze simplificatoare: $I = \text{const.}$, $I = YU$. Cei din prima categorie prezintă dezavantajul că nu asigură o conservare a puterii nodurilor eliminate, iar cei din a doua categorie impun o lege de variație puțin obișnuită a curentului în funcție de tensiune.

La determinarea echivalentului redus s-au avut în vedere:

— reducerea rețelelor prin eliminarea variabilelor;

— conservarea bilanțului de puteri;

— aruncarea curenților din nodurile eliminate în nodurile reținute, sau liniarizarea sarcinii în nodurile eliminate;

— obținerea unui echivalent redus independent de sarcină (atunci cînd se aruncă curenții în nodurile păstrate);

— folosirea metodelor de sinteză topologică pentru determinarea directă a echivalentului redus, pe baza matricei de impedanță nodală și a factorului de ditribuție a curenților nodali.

* Ing. Silviu Darie este șef de lucrări la Institutul politehnic Cluj, catedra de utilizări și automatică; ing. Gheorghe Baka Nagy este cercetător la Institutul de cercetări și proiectări pentru tehnică de calcul, filiala Cluj.

2. Formularea modelului matematic al echivalentului

Se consideră o rețea cu curenți injectați la noduri, pentru care se scriu ecuațiile de funcționare pe baza matricei de impedanță nodală:

$$Z\,I = V^* \tag{1}$$

Ecuația (1) se partiționează și se atașează indicele r pentru nodurile reținute și e pentru cele eliminate

$$\begin{bmatrix} Z_{rr} & \vdots & Z_{re} \\ \cdots & \vdots & \cdots \\ Z_{er} & \vdots & Z_{ee} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} I_r \\ \cdots \\ I_e \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} V_r \\ \cdots \\ V_e \end{bmatrix} \tag{2}$$

sau

$$Z_{rr}\,I_r + Z_{re}\,I_e = V_r$$

$$Z_{er}\,I_r + Z_{ee}\,I_e = V_e \tag{3}$$

Dacă ecuația (1) se scrie pe baza matricei $Y = Z^{-1}$, se obține:

$$Y\,V = I, \tag{4}$$

care se partiționează analog ecuației (2):

$$\begin{bmatrix} Y_{rr} & \vdots & Y_{re} \\ \cdots & \vdots & \cdots \\ Y_{er} & \vdots & Y_{ee} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} V_r \\ \cdots \\ V_e \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I_r \\ \cdots \\ I_e' \end{bmatrix} \tag{5}$$

În ecuațiile (2) și (5), Z_{rr}, Z_{ee} și Y_{rr}, Y_{ee} sînt matrice pătrate.

Din sistemul de ecuații (5) se elimină V_e și se obține:

$$[Y_{rr} - Y_{re}\,Y_{ee}^{-1}\,Y_{er}]\cdot V_r = I_r - Y_{re}\,Y_{ee}^{-1}\,I_e \tag{6}$$

sau

$$Y_{red}\,V_{red} = I_{red}, \tag{7}$$

cu notațiile

$$Y_{red} = Y_{rr} - Y_{re}\,Y_{ee}^{-1}\,Y_{er}$$

$$V_{red} = V_r \tag{8}$$

$$I_{red} = I_r - Y_{re}\,Y_{ee}^{-1}\,I_e = I_r - C_e^r\,I_e.$$

* În ecuații apar matrice.

În ecuațiile (8):

Y_{red} reprezintă matricea de admitanță nodală a rețelei reduse la nodurile reținute; este o matrice pătrată de ordinul $r \times r$, care se mai numește echivalentul Daisy de admitanță și corespunde în analiza nodală echivalentului REI final [1];

I_{red} — curenții nodali injectați la nodurile rețelei reduse; ei sînt formați din I_r — curenții nodali injectați la nodurile reținute, peste care se suprapun curenții nodali aruncați de la nodurile eliminate la nodurile reținute prin intermediul factorilor de distribuție C_e^r;

V_{red} — tensiunile nodale ale rețelei reduse.

Ecuația (2) se inversează prin partiționare și se elimină V_e:

$$V_r = [Y_{rr} - Y_{re}\, Y_{ee}^{-1}\, Y_{er}]^{-1}\ [I_r - Y_{re}\, Y_{ee}^{-1} I_e],$$

care se mai poate scrie

$$V_{red} = Z_{red}\, I_{red}, \qquad (9)$$

cu notațiile:

$$V_{red} = V_r$$

$$Z_{red} = [Y_{rr} - Y_{re}\, Y_{ee}^{-1}\, Y_{er}]^{-1} = Z_{rr} \qquad (10)$$

$$I_{red} = I_r - Y_{re}\, Y_{ee}^{-1}\, I_e = I_r - C_e^r\, I_e$$

Din ecuațiile (7) și (10) rezultă că elementele matricei de impedanță nodală a rețelei reduse sînt elementele matricei de impedanță nodală a întregii rețele, corespunzătoare liniilor și coloanelor nodurilor reținute [3].

Din sistemul de ecuații (10) se constată:

— matricea de impedanță nodală corespunzătoare rețelei reduse se formează din matricea de impedanță nodală a întregii rețele, prin extragerea liniilor și coloanelor (axelor) corespunzătoare nodurilor reținute (în ipoteza curenților constanți în nodurile eliminate);

— tensiunile nodale din rețeaua inițială se conservă și în echivalent;

— echivalentul de impedanță nodală Z_{red} nu conține sarcina;

— la obținerea echivalentului redus nu s-au făcut aproximații de calcul, acestea fiind un echivalent exact al rețelei.

Considerarea sarcinii în nodurile eliminate. Modelul matematic al sarcinii. Ipoteze de calcul

Pentru echivalentul propus, sarcina din nodurile eliminate poate fi luată în considerare prin:

— Ipoteza reprezentării sarcinii prin curenți nodali constanți. Această ipoteză conduce la o dependență liniară a puterii în funcție de tensiune. Se folosește în mod curent la studiul interconexiunilor, reducerea schemelor electrice, calcule operative de regim permanent. În această ipoteză de calcul, echivalentul redus de impedanță nodală nu va conține sarcina.

— Ipoteza liniarizării sarcinii în nodurile eliminate. În această situație se consideră o lege simplă de variație pentru sarcină ca cea corespunzătoare unei admitanțe sau impedanțe-șunt:

$$\underline{I}_i = \underline{y}_{is} \cdot \underline{U}_i = \frac{\underline{S}_i^*}{|\underline{U}_i|^2}$$

Reprezentarea sarcinii prin admitanțe sau impedanțe-șunt conduce la o variație pătratică a puterii, în funcție de tensiune. Această ipoteză este introdusă în mod curent la calculul stabilității dinamice, calculul exact al curenților de scurtcircuit, calculul regimului permanent și reducerea schemelor electrice [1].

Admitanțele și impedanțele-șunt vor fi elemente componente ale rețelei pasive, iar echivalentul redus de impedanță nodală va depinde de sarcină.

3. Algoritmul și programul de calcul pentru determinarea prin sinteză topologică a echivalentului de impedanță nodală

Echivalentul de impedanță nodală corespunzător rețelei reduse este complet determinat dacă se cunosc:

$$Z_{red} = [Y_{rr} - Y_{re}\, Y_{ee}^{-1}\, Y_{er}]^{-1} = Z_{rr}$$

$$C_e^r = Y_{re}\, Y_{ee}^{-1}$$

Echivalentul redus de impedanță nodală Z_{rr} se construiește direct, prin sinteză topologică, avînd la bază un concept constructiv-eliminatoriu și folosind formulele de sinteză topologică [2], [4].

Algoritmul de calcul poate fi prezentat în următorii pași:

— se alege un nod de referință în raport cu care se sintetizează echivalentul (nod ce aparține mulțimii nodurilor eliminate);

— se introduc toate laturile incidente la nodul considerat și se sintetizează echivalentul de impedanță nodală; aceasta înseamnă că se introduc toate informațiile furnizate de nodul respectiv;

— dacă nodul se reţine, se trece la un alt nod, iar dacă nodul se elimină, se vor elimina axele corespunzătoare acestui nod (informaţiile furnizate de acest nod sînt cuprinse în matricea Z).

4. Determinarea factorilor de distribuţie a curenţilor, C_e^r

Factorii de distribuţie a curenţilor se determină pe baza produsului matricial :

$$Y_{re} \cdot Y_{ee}^{-1},$$

în care

— Y_{re} este o matrice de ordinul $r \times e$ şi conţine admitanţele laturilor dintre nodurile reţinute şi nodurile eliminate, luate cu semn schimbat ;

— Y_{ee}^{-1} se determină prin sinteză topologică, folosind acelaşi algoritm şi subrutină de calcul care s-au folosit şi la determinarea echivalentului Z_{rr} şi teorema prezentată în anexa 1.

Programul de calcul CONELSUB este realizat pe baza algoritmului descris la cap. 3, 4 şi este scris în limbajul FORTRAN pentru calculatorul electronic cifric FELIX C—256. El realizează :

— construirea directă, prin sinteză topologică, a echivalentului redus de impedanţă nodală Z_{rr} ;

— determinarea factorilor de distribuţie a curenţilor C_e^r.

Avînd în vedere simetria matricei Z, se reţin în memoria calculatorului numai elementele din triunghiul superior, sub formă de vector. În felul acesta, unui element a_j din vectorul A îi corespunde elementul Z_{ik} din matricea Z. Între indicele j şi indicii i şi k se poate găsi uşor o relaţie de forma :

$$j = \frac{(i-1)(2n-i)}{2} + k,$$

în care

j este indicele elementului a_j din vectorul A ;

i,k — linia i, respectiv coloana k din matricea Z ;

n — ordinul matricei Z.

Programul are patru subrutine, corespunzătoare celor patru etape din algoritmul de calcul prezentat la capitolul 3 (fig. 1).

O economie mare de memorie se realizează prin :

— reţinerea matricelor sub formă de vector în memoria calculatorului ;

— aceeaşi parte din memoria alocată se foloseşte de mai multe ori, la construirea matricelor Z_{rr} şi Y_{ee}^{-1} ;

— tabloul Y_{re} se foloseşte atît la calculul lui Y_{re} cît şi la calculul lui C_e^r.

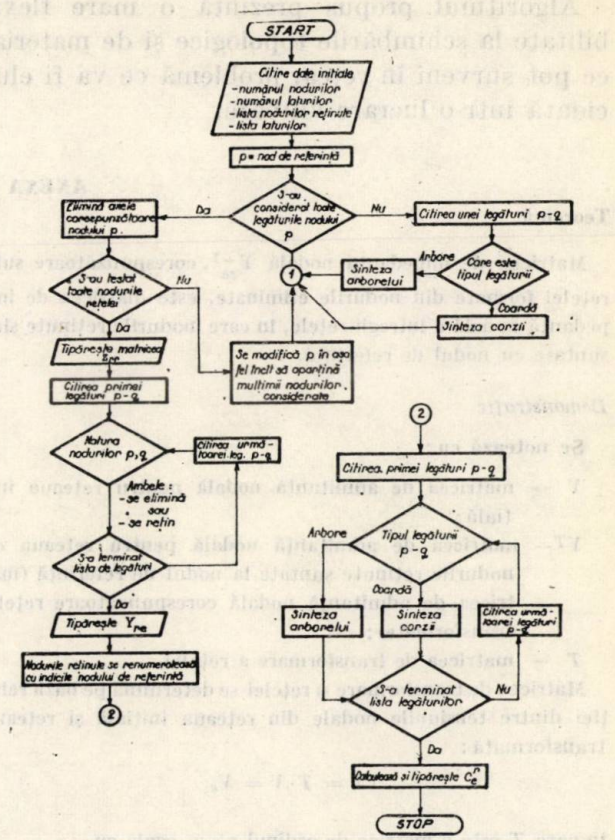


Fig. 1. Schema logică de principiu a programului CONELSUB

Concluzii

Lucrarea prezintă un nou algoritm pentru determinarea directă, prin sinteză topologică, a echivalenţilor reduşi de sistem, pe baza matricei de impedanţă nodală.

Algoritmul prezentat nu mai necesită formarea matricei de impedanţă nodală pentru întreaga reţea şi apoi extragerea liniilor şi coloanelor corespunzătoare nodurilor reţinute ; în felul acesta, noul algoritm permite o mare economie de memorie şi timp în calculator.

Echivalentul redus obţinut este exact şi independent de sarcină. Echivalentul este recomandat pentru calcule simplificate, operative, de regim, în vederea determinării unor indicatori ai consecinţelor modificărilor de structură topologică/analiza contingenţelor. De asemenea, algoritmul şi programul de calcul sînt indicate la reducerea schemelor electrice, studiul interconexiunilor şi calculul exact al curenţilor de scurtcircuit.

Algoritmul permite determinarea echivalentului redus şi în cazul în care se liniarizează sarcina din nodurile eliminate. În acest caz algoritmul se simplifică, deoarece nu mai este necesară determinarea factorilor de distribuţie

a curenților. Acest echivalent va depinde de sarcină.

Algoritmul propus prezintă o mare flexibilitate la schimbările topologice și de material ce pot surveni în rețea, problemă ce va fi elucidată într-o lucrare viitoare.

ANEXA 1

Teoremă

Matricea de impedanță nodală Y_{ee}^{-1}, corespunzătoare subrețelei formate din nodurile eliminate, este matricea de impedanță nodală a întregii rețele, în care nodurile reținute sînt șuntate cu nodul de referință.

Demonstrație

Se notează cu:

Y — matricea de admitanță nodală pentru rețeaua inițială;

Y^T — matricea de admitanță nodală pentru rețeaua cu nodurile reținute șuntate la nodul de referință (matricea de admitanță nodală corespunzătoare rețelei transformate);

T — matricea de transformare a rețelei.

Matricea de transformare a rețelei se determină pe baza relației dintre tensiunile nodale din rețeaua inițială și rețeaua transformată:

$$V^T = T \cdot V = V_e,$$

în care T este o matrice de ordinul $r \times n$, egală cu

$$T = r\begin{bmatrix} r \cdot e \\ \cdot \\ 0 \cdot 1 \end{bmatrix}$$

Matricea de admitanță nodală pentru rețeaua transformată

$$Y^T = T \cdot Y T_t = [0:1]\begin{bmatrix} Y_{rr} & \vdots & Y_{re} \\ \cdots & \vdots & \cdots \\ Y_{er} & \vdots & Y_{ee} \end{bmatrix}\begin{bmatrix} 0 \\ \cdot \\ 1 \end{bmatrix} \tag{15}$$

Din ecuația (15) se obține:

$$Y^{T-1} = Y_{ee}^{-1}$$

Observație. Pe baza teoremei enunțate rezultă că Y_{ee}^{-1} se determină direct, prin sinteză topologică, din rețeaua inițială, în care toate nodurile reținute vor fi numerotate cu indicele nodului de referință.

Consecințe:

— în urma renumerotării indicate mai sus se obține rețeaua transformată;

— rețeaua transformată conține toate nodurile eliminate și nodul de referință;

— nodurile eliminate, care au fost legate cu nodurile reținute, sînt legate cu nodul de referință.

ANEXA 2

Aplicație

Pentru a exemplifica algoritmul și programul propus s-a ales o rețea cu 15 noduri și 21 laturi (fig. 2); nodul 1 se alege drept nod de referință.

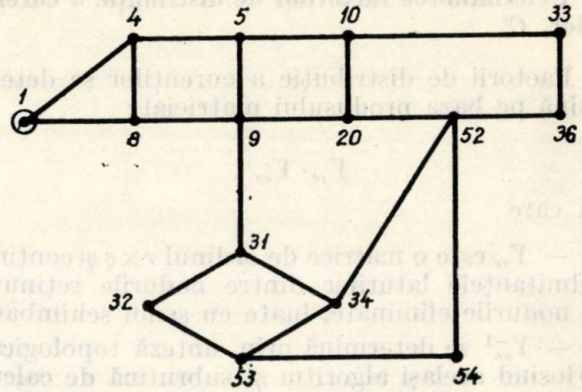


Fig. 2. Graful rețelei inițiale.

În tabelul 1 sînt date caracteristicile de material ale rețelei.

Observație. În tabelul 1 s-a dat o numerotare arbitrară a nodurilor pentru o mai mare generalitate. Programul de calcul renumerotează nodurile și sintetizează echivalentul redus în raport cu nodul de referință.

Tabelul 1

Linia	Impedanța laturii Ω
1—4	30,000
1—8	42,000
4—5	51,000
4—8	13,000
8—9	8,000
5—9	9,000
5—10	6,000
9—20	14,000
9—31	41,000
10—33	16,000
10—20	20,000
20—52	19,000
31—32	35,000
31—34	73,000
33—36	1,000
52—34	5,000
52—36	18,000
52—54	10,000
32—53	62,000
34—53	84,000
54—53	6,000

Se cere echivalentul redus de impedanță nodală la nodurile 4, 8, 5, 9.

Completarea datelor inițiale

Pe prima cartelă se introduc MN⌀D=15 (numărul nodurilor); NLAT = 21 (numărul laturilor); NRET = 4 (numărul nodurilor reținute). Aceste date se introduc cu formatul I3.

Pe a doua cartelă se dă lista nodurilor reținute: 4,8,5,9

Pe următoarele cartele se dă lista laturilor (tabelul 1).

Algoritmul propus calculează direct, prin sinteză topologică, echivalentul redus de impedanţă nodală corespunzător nodurilor reţinute

$Z_{red} =$

	4	8	5	9
4	19,138	15,206	16,100	15,683
8	15,206	20,711	19,460	20,044
5	16,100	19,460	30,285	25,235
9	15,683	20,044	25,235	26,546

Observaţie. Programul dă lista termenilor din matricea Z_{red}, corespunzător triunghiului superior (pentru economie de memorie).

Calculul factorilor de distribuţie a curenţilor nodali, C_e^r

Acelaşi algoritm calculează factorii de distribuţie C_e^r; programul renumerotează reţeaua şi dă indicele nodului de referinţă (1) nodurilor reţinute. În urma acestei renumerotări se obţine reţeaua transformată (vezi teorema) (fig. 3).

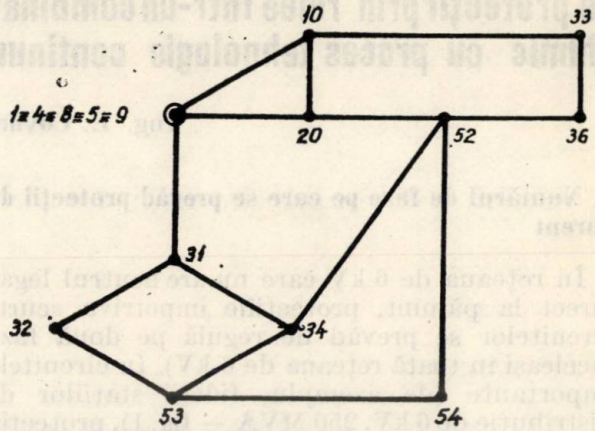


Fig. 3. Graful reţelei transformate.

Observaţie. În matricea C_e^r, primele două linii sînt nule, deoarece nodurile reţinute 4, 8 nu au nici o legătură directă cu nodurile eliminate.

$C_e^r =$

	10	20	33	36	52	34	31	32	53	54
4	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000
8	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000
5	−0,537	−0,111	0,354	0,409	0,141	0,136	0,066	0,089	0,131	0,135
9	0,126	−0,323	0,825	0,869	0,165	0,123	−0,451	−0,258	0,084	0,115

Bibliografie

[1] Dimo, P. *Analiza nodală a sistemelor electroenergetice.* Ed. Acad. R.S.R., 1968.

[2] Potolea, E. *Calculul regimului permanent al sistemelor electrice.* Editura tehnică, Bucureşti, 1967.

[3] Brameller, A. ş.a. *Practical diakoptics for electrical networks.* Chapman Hall, LTD, 1967.

[4] Stagg, W. ş.a. *Computer methods in power system analysis.* Mc Graw-Hill Book Company, New York, 1968.

[5] Potroianu, A. ş.a. *Specificaţie tehnică a programelor de echivalare reţele ECHIV.* DEN, Bucureşti, 1973.

[6] Darie, S. *Aspecte privind utilizarea metodelor de sinteză în studiul reţelelor electrice.* Sesiunea Institutului politehnic Cluj, 1971.

[7] Darie, S. *Sinteza reţelelor electrice cu transformatoare cu reglaj longo-transversal.* În: Energetica nr. 10, 1972.

[8] Darie, S. *Avantajele metodelor de sinteză în calculul reţelelor electrice.* Sesiunea Facultăţii de electrotehnică Cluj, aprilie 1973.

[9] Brown, H.E. ş.a. *A study of stability equivalent.* În: PAS — 88, nr. 3, 1969.

(Articol intrat în redacţie la 26 decembrie 1974)

Particularități ale utilizării unor tipuri de protecții prin relee într-un combinat chimic cu proces tehnologic continuu

Ing. E. Covar*

1. Numărul de faze pe care se prevăd protecții de curent

În rețeaua de 6 kV care nu are neutrul legat direct la pământ, protecțiile împotriva scurtcircuitelor se prevăd de regulă pe două faze (aceleași în toată rețeaua de 6 kV). În circuitele importante (de exemplu, fiderii stațiilor de distribuție de 6 kV, 250 MVA — fig. 1), protecția se prevede pe toate trei fazele, pentru a asigura lichidarea rapidă a scurtcircuitelor bifazate prin dublă punere la pământ, dintre care numai una se află în circuitul respectiv. În această situație, dacă protecția ar fi prevăzută pe două faze (aceleași în toată rețeaua de 6 kV) și faza pusă la pământ este cea fără protecție, lichidarea scurtcircuitului se realizează prin protecția celuilalt circuit cu punere la pământ pe altă fază (deci cu protecție), ceea ce poate să nu satisfacă exigențele primului circuit (de exemplu, datorită temporizării mari). Dacă toate circuitele din rețeaua de 6 kV au protecții rapide, protecțiile se pot prevedea numai pe două faze.

Există și un aspect defavorabil în cazul scurtcircuitului bifazat prin dublă punere la pământ, avînd o fază la pământ într-un circuit și cealaltă fază la pământ în alt circuit. Dacă protecțiile funcționează și au aceeași temporizare, determină deconectarea ambelor circuite, deși este suficientă deconectarea unui singur circuit, sistemul de 6 kV respectiv continuînd funcționarea cu o fază pusă la pământ. Utilizarea protecțiilor rapide pe toate circuitele face ca timpii de lucru ai protecțiilor să fie egali; în schimb, montarea protecțiilor de curent pe două faze mărește probabilitatea ca protecția unui circuit să nu funcționeze (în 2/3 din cazuri).

În rețeaua de 0,4 kV, protecția împotriva scurtcircuitelor se prevede pe toate fazele.

2. Secționarea de curent

Secționarea de curent este foarte utilă pe circuitele cu reactanță mare ale motoarelor de 6 kV și ale transformatoarelor de 6/0,4 kV. Secționarea de curent trebuie desensibilizată față de:

— curentul de pornire la motoare asincrone (curentul de scurtcircuit debitat de motorul asincron la scurtcircuit pe bare este mai mic decît curentul de pornire);

— curentul maxim de scurtcircuit debitat la scurtcircuit pe bare, pentru motoarele sincrone (curentul de pornire în asincron este mai mic);

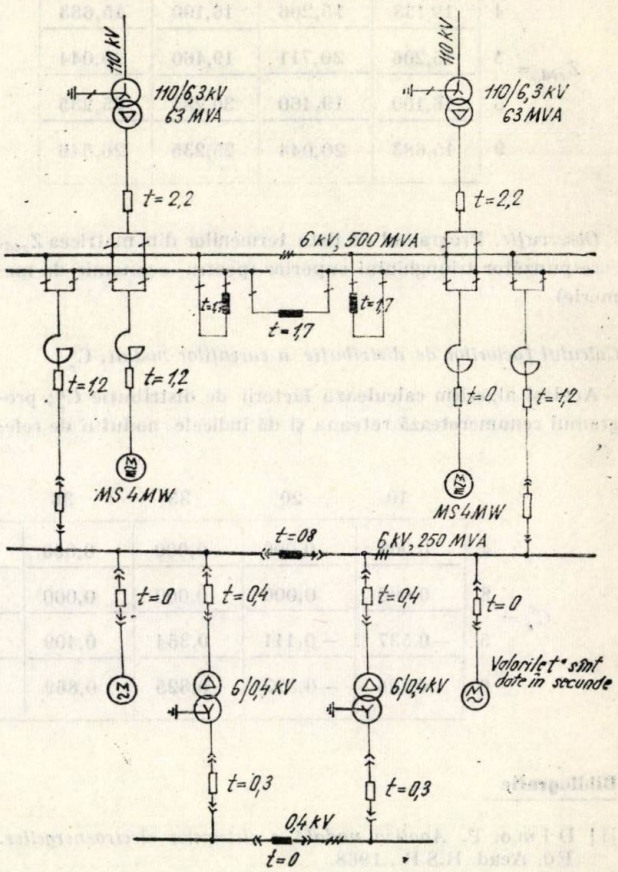


Fig. 1

— curentul de scurtcircuit la bornele de 0,4 kV pentru transformatoarele de 6/0,4 kV.

Curentul de pornire al secționării de curent produce o cădere de tensiune pe bare, astfel:

— apropiată de cea produsă de curenții de pornire ai motoarelor asincrone și sincrone (0,05—0,1) U_n;

— (0,1—0,2) U_n pentru transformatoare de 6/0,4 kV (S_n = 100—1600 kVA).

Puterea de scurtcircuit pe barele de 6 kV este de obicei 200—250 MVA.

Prin urmare, scurtcircuitele care determină scăderi ale tensiunii pe bare mai mici de 0,2 U_n, deci care deranjează mai mult celelalte receptoare, vor fi lichidate rapid (fără temporizare).

Zona de acționare este de 80—95% din elementul protejat, ceea ce demonstrează o dată în plus utilitatea secționării de curent în circuitele motoarelor de 6 kV și ale transformatoarelor de 6/0,4 kV.

Scurtcircuitele din elementul protejat, care nu intră în zona de acționare a secționării de curent, vor fi lichidate cu temporizare de

* Eugen Covar este inginer proiectant la Institutul de proiectări uzine chimice (I.P.U.C.).

protecția la suprasarcină a motoarelor electrice și de protecția maximală de curent temporizată a transformatoarelor de 6/0,4 kV. Lichidarea cu temporizare a unor astfel de scurtcircuite practic nu deranjează celelalte receptoare racordate la bare, datorită tensiunilor remanente pe bare $U_{rem} \geqslant 0{,}8\ U_n$.

3. Protecția diferențială longitudinală

Spre deosebire de circuitele motoarelor electrice și ale transformatoarelor de 6/0,4 kV, circuitele liniilor de 6 kV (fideri de alimentare a stațiilor de distribuție 6 kV ; fig. 1) au impedanțe mici, deoarece sînt realizate în cablu și au lungimi mici (100—600 m). Singura protecție rapidă (deci și selectivă) aplicabilă acestor circuite este protecția diferențială longitudinală (sau o altă protecție comparativă rapidă). Această protecție este foarte utilă în cazul alimentării bilaterale a liniei de 6 kV, deoarece selectivitatea protecțiilor maximale de curent temporizate nu poate fi asigurată cu relee direcționale din cauza tensiunilor remanente reduse pe bare. Pentru a menține la bornele înfășurărilor de tensiune ale releelor direcționale o tensiune suficient de mare și în fază cu tensiunea de pe bare, pe durata funcționării protecției, s-ar putea utiliza două procedee :

— montarea unor circuite oscilante (L, C), acordate pe frecvența industrială și conectate în paralel cu bobinele de tensiune ale releelor direcționale ;

— alimentarea bobinelor de tensiune ale releelor direcționale de la un invertor trifazat cu sincronizare automată în raport cu tensiunea de pe bare ; este necesar un invertor pentru fiecare secție de bare (fig. 2).

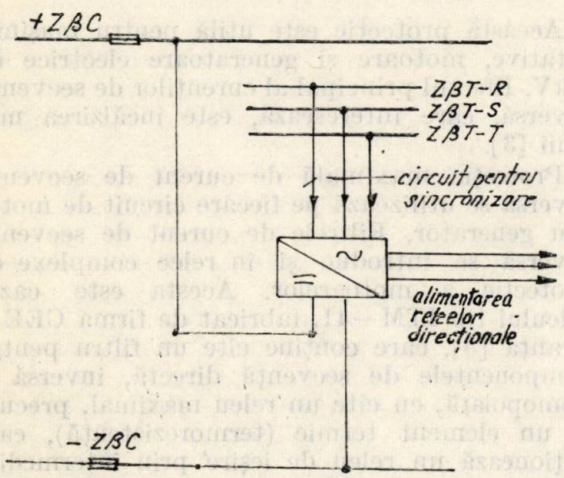


Fig. 2

Cele două procedee indicate nu sînt deocamdată puse la punct pentru a putea fi utilizate. În plus, utilizarea protecției diferențiale longitudinale constituie o rezolvare satisfăcătoare în marea majoritate a cazurilor, deoarece prin lichidarea rapidă a scurtcircuitelor nu mai este solicitată selectivitatea obținută prin temporizare a protecțiilor maximale de curent.

4. Protecția împotriva punerilor monofazate la pămînt

Funcțiile ei sînt :

— semnalizarea apariției punerii monofazate la pămînt în rețeaua galvanic interconectată, prin măsurarea componentei homopolare a tensiunii pe bare ;

— indicarea circuitului cu punere la pămînt și semnalizarea acesteia sau, după caz, deconectarea automată a circuitului respectiv (prin măsurarea curentului de secvență homopolară și a sensului acestuia).

Determinarea circuitului cu punere la pămînt este importantă, deoarece :

— rețeaua de 6 kV, galvanic interconectată, este întinsă avînd numeroase circuite : motoare, transformatoare de 6/0,4 kV, generatoare, cabluri și altele ;

— funcționarea rețelei respective cu punere la pămînt nu este permisă mai mult de două ore, timp în care personalul de exploatare trebuie să determine circuitul defect, să ia toate măsurile pentru deconectarea acestuia (inclusiv în instalațiile tehnologice) și să îl deconecteze ;

— pentru unele circuite de 6 kV, funcționarea cu punere monofazată la pămînt este periculoasă, acestea trebuind să fie deconectate imediat : circuitele motoarelor ce funcționează în medii cu pericol de explozie, unde arcul electric la locul defectului poate amorsa o explozie, circuitele motoarelor electrice de putere mare (>2000 kW) care antrenează utilaje importante, de obicei fără rezervă (care ar fi prea costisitoare) și la care distrugerile provocate de arcul electric necesită un timp îndelungat de oprire a procesului de producție în vederea reparației.

Determinarea circuitului cu punere la pămînt în regim compensat (cu neutrul tratat prin bobină de stingere) este mai dificilă și se bazează pe măsurarea armonicilor superioare de curent. Aparatele necesare în regim compensat sînt :

— indicator pentru semnalizarea punerilor la pămînt, ISP, care se manevrează de personalul de exploatare în timpul funcționării cu punere monofazată la pămînt ;

— releu direcțional pentru procese tranzitorii, RDT.

Ambele aparate se fabrică la ICEMENERG.

Protecția împotriva punerilor la pămînt monofazate realizată cu RDT este necesară circuitelor care trebuie deconectate imediat după apariția punerii la pămînt. De asemenea,

este utilă prevederea releelor RDT pe fiderii staţiilor de distribuţie de 6 kV, la ambele capete. Dacă releele RDT de la cele două capete indică sensul curentului de secvenţă homopolară spre fider, defectul se află pe fider. Dacă cele două relee RDT arată acelaşi sens pentru curentul de secvenţă homopolară, defectul nu este pe fider, ci în porţiunea de reţea indicată de sensul comun al curentului de secvenţă homopolară la capetele fiderului.

Pentru celelalte circuite se foloseşte ISP (un aparat la 18 circuite).

În cazul punerilor la pămînt monofazate în motoare sau generatoare electrice, apropiate de neutrul înfăşurărilor acestora, tensiunea de secvenţă homopolară ia valori mici. Reglajul protecţiei de tensiune homopolară nu poate fi coborît sub 15 % U_n, datorită armonicilor de ordinul 3 care formează un sistem homopolar de tensiuni. Desensibilizarea releelor de protecţie faţă de armonica de ordinul 3 permite coborîrea reglajului la 5% U_n. Un astfel de releu este releul tip ITG—14, fabricat de „Compagnie Continentale d'Equipements Electriques" (CEE) — Franţa [5].

5. Protecţia de tensiune minimă a motoarelor

Protecţia de tensiune minimă serveşte la:

— deconectarea motoarelor asincrone la lipsă prelungită de tensiune pe bare, pentru a împiedica repornirea necontrolată a motoarelor la revenirea tensiunii;

— deconectarea motoarelor sincrone de îndată ce acestea au pierdut posibilitatea de menţinere în sincronism la revenirea tensiunii pe bare [1];

— sesizarea prezenţei tensiunii pe bare ($U > 0{,}65\ U_n$) şi a lipsei tensiunii pe bare ($U \leqslant 0{,}65\ U_n$ şi $U \leqslant 0{,}4\ U_n$) pentru instalaţia de AAR [1], [6];

— deconectarea unor motoare pentru a uşura autopornirea celorlalte.

Protecţia de tensiune minimă a motoarelor asincrone este reglată la $0{,}65\,U_n$, avînd în vedere că cuplul motor devine egal cu cuplul nominal (deci cu cuplul rezistent), în jurul valorii $0{,}7\ U_n$. Temporizarea acestei protecţii este destul de mare (4—10 s), mai ales cînd tensiunea pe bare se menţine la valori scăzute un timp mai îndelungat în regimul de autopornire ce urmează golului de tensiune. Trebuie ţinut seama şi de faptul că tensiunea de revenire, U_{rev}, a releelor de tensiune minimă este sensibil mai mare decît tensiunea de pornire U_p (coeficientul $K_{rev} = \dfrac{U_{rev}}{U_p} = 1{,}15 - 1{,}2$ pentru relee electromagnetice).

Protecţia de tensiune minimă pentru deconectarea motoarelor sincrone trebuie să acţioneze cît mai în concordanţă cu posibilitatea motoarelor sincrone de a se menţine în sincronism la revenirea tensiunii pe bare [1].

6. Protecţia împotriva suprasarcinilor

În general, căile de curent pînă la barele la care se racordează receptoarele se dimensionează suficient de larg, pentru a evita suprasarcinile de durată mai mare decît cele determinate de pornirea sau autopornirea motoarelor electrice; de aceea protecţia elementelor care alcătuiesc căile de curent împotriva suprasarcinilor nu este necesară. Supraîncărcarea de durată a unora dintre elementele căii de curent de alimentare poate apărea în cazurile în care coeficientul de cerere în regim normal este relativ mic (0,3—0,7). În acest caz căile de curent se dimensionează după puterea cerută în regim normal, astfel că în situaţii excepţionale, cînd coeficientul de cerere devine 0,9—1, pot apărea suprasarcini. În întreprinderile industriale cu proces tehnologic continuu, factorul de cerere în regim normal este mare (0,8—0,95), se menţine aproape constant în timp şi creşterea lui poate fi foarte mică.

Prin urmare, apariţia suprasarcinilor nu este posibilă. În plus, căile de curent ale celor două sisteme electrice independente [1] funcţionează în regim normal, încărcate la aproximativ jumătate din sarcina maximă de durată [1], [2] (fig. 1).

În concluzie, protecţia împotriva suprasarcinilor este necesară numai pentru motoarele electrice şi se realizează cu relee termice. Totuşi, întreruptoarele automate (de exemplu, cele de tip OTOMAX) care se montează în circuitele înfăşurărilor de 0,4 kV ale transformatoarelor de 6/0,4 kV sînt prevăzute şi cu relee termice; cu acestea se poate realiza o bună protecţie la suprasarcini a transformatorului respectiv.

7. Protecţia maximală de curent de secvenţă inversă

Această protecţie este utilă pentru maşinile rotative, motoare şi generatoare electrice de 6 kV. Efectul principal al curenţilor de secvenţă inversă, care interesează, este încălzirea maşinii [3].

Protecţia maximală de curent de secvenţă inversă se utilizează pe fiecare circuit de motor sau generator. Filtrele de curent de secvenţă inversă se introduc şi în relee complexe de protecţie a motoarelor. Acesta este cazul releului tip ITM—41, fabricat de firma CEE—Franţa [5], care conţine cîte un filtru pentru componentele de secvenţă directă, inversă şi homopolară, cu cîte un releu maximal, precum şi un element termic (termorezistenţă), care acţionează un releu de ieşire prin intermediul unui amplificator tranzistorizat (trigger Schmidt).

Dezechilibrul curenţilor dintr-un circuit (considerat de la bare) poate apărea datorită:

— unui defect în circuitul respectiv (întreruperea unei faze, scurtcircuit bifazic);

— unui defect similar în amonte de bară, deci pe partea sursei de alimentare.

Scurtcircuitele asimetrice sînt lichidate rapid de protecţiile de curent. Defectele de lungă durată, care determină apariţia componentei de secvenţă inversă a curenţilor (şi a tensiunilor), sînt întreruperile unei faze.

În lipsa protecţiei maximale de curent de secvenţă inversă, întreruperea unei faze în circuitul unui motor (deci funcţionarea în două faze) conduce la supraîncărcarea celorlalte două faze şi declanşarea prin protecţia termică (împotriva suprasarcinilor). La funcţionarea în două faze a unui motor, chiar de putere nominală mare, componenta de secvenţă inversă a tensiunii pe barele de alimentare sau pe alte bare este foarte mică şi curenţii de secvenţă inversă produşi în celelalte circuite sînt nepericuloşi. În schimb, la o întrerupere a unei faze în amonte (de exemplu, refuz de anclanşare a unei faze de întreruptor la tensiunile 110, 220 kV), tensiunea inversă pe barele de 6 şi 0,4 kV, la care sînt racordate motoare electrice, atinge de regulă valori periculoase, determinînd în circuitele motoarelor curenţi de secvenţă inversă periculoşi. Limita admisibilă a valorii curenţilor de secvenţă inversă de durată este de aproximativ 5 % din curentul nominal [3]. În această situaţie, de cele mai multe ori protecţia prin relee termice a motoarelor nu comandă declanşarea acestora, şi de aceea este utilă o protecţie maximală de tensiune de secvenţă inversă, temporizată, pe fiecare secţie de bare (în lipsa protecţiei maximale de curent de secvenţă inversă pe fiecare circuit în parte).

Menţinerea pe durată lungă a unei tensiuni periculoase de secvenţă inversă pe bare necesită deconectarea alimentării normale şi conectarea sursei de rezervă, dacă pe aceasta tensiunea de secvenţă inversă nu depăşeşte valoarea periculoasă. Prin urmare, depăşirea valorii periculoase a tensiunii de secvenţă inversă pe bare poate deveni o condiţie necesară şi suficientă pentru funcţionarea AAR (în scopul asigurării condiţiilor normale de alimentare).

Dacă valoarea periculoasă a tensiunii de secvenţă inversă se menţine peste o anumită durată, este necesară deconectarea motoarelor. În acest scop, trebuie prevăzută o protecţie maximală de tensiune de secvenţă inversă temporizată.

O atenţie deosebită trebuie acordată motoarelor care funcţionează în medii cu pericol de explozie, pentru care există limite stricte de temperatură a înfăşurărilor şi a circuitului magnetic, impuse de temperatura de autoaprindere a amestecului exploziv gaze-aer.

8. Protecţia maximală de curent temporizată

Această protecţie îndeplineşte următoarele funcţii :

— protecţie de rezervă a elementului protejat, pentru cazul refuzului de funcţionare a protecţiei de bază :

— protecţie de bază pentru porţiunea din elementul protejat în care nu funcţionează protecţia de bază ;

— protecţie (şi întreruptor) de rezervă la refuz de declanşare al întreruptoarelor elementelor vecine, la defecte pe aceste elemente.

Pentru protecţia maximală de curent temporizată este deosebit de importantă reducerea temporizării. Deoarece temporizările protecţiilor maximale cresc de la receptoare spre sursă, reducerea temporizărilor se poate obţine pe următoarele căi :

— utilizarea releelor de curent cu caracteristică de timp dependentă ;

— reducerea treptei de timp de selectivitate;

— reducerea numărului de trepte de timp de selectivitate prin proiectarea corespunzătoare a schemei de distribuţie.

Treapta de timp de selectivitate se referă la temporizarea releului de timp al protecţiei.

În prezent, treapta de timp de selectivitate cea mai utilizată pentru schemele de protecţie cu relee electromagnetice este $\Delta t = 0{,}5 - 0{,}6$ s. În schema din figura 1, considerînd timpul de lichidare a defectelor pe circuitele de 0,4 kV de 0,2 s şi $\Delta t = 0{,}5$ s, se ajunge la întreruptorul de 6 kV al transformatorului de 110/6,3 kV la o temporizare de $t = 2{,}7$ s. Durata maximă admisă a scurtcircuitului la bornele de 6 kV ale transformatorului de 110/6,3 kV este, în general, de 3 s şi deci temporizarea protecţiei de rezervă (care acţionează la scurtcircuite pe elemente vecine — barele de 6 kV) nu trebuie să depăşească 3 s. Acest lucru este realizat pentru schema din figura 1, deoarece această schemă are numărul minim de trepte de timp de selectivitate care se întîlneşte uzual. Existenţa unui generator racordat la o secţie de bare a staţiei de 6 kV, 250 MVA ar fi adăugat o treaptă Δt, deci $t = 3{,}2$ s. Temporizările protecţiilor maximale de curent în acest caz sînt : a generatorului cu $\Delta t = 0{,}5$ s mai mare ca a transformatorului de 6/0,4 kV, a cuplei cu $\Delta t = 0{,}5$ s mai mare ca a generatorului (pentru a nu declanşa cupla la un scurtcircuit în generator lichidat de protecţia de rezervă a acestuia), a alimentării cu $\Delta t = 0{,}5$ s mai mare decît a cuplei.

Existenţa unei staţii de distribuţie de 6 kV, 250 MVA, alimentată în cascadă de la altă staţie de 6 kV, 250 MVA ar fi adăugat două trepte Δt (o cuplă şi o alimentare), deci $t = 3{,}7$s. Rezultă că, în ambele cazuri, cu treapta $\Delta t = 0{,}5$ s este depăşită durata maximă admisibilă a scurtcircuitului la bornele de 6 kV ale trans-

formatorului de 110/6,3 kV. În astfel de cazuri singura soluție este reducerea treptei de selectivitate, $\Delta t = 0{,}4$ s, care conduce la o temporizare a protecției maximale pe întreruptorul de 6 kV al transformatorului de 110/6,3 kV de 2,6 s în loc de 3,2 s (schema cu un generator în plus față de schema din figura 1), respectiv de 3 s în loc de 3,7 s (schema cu o stație de 6 kV alimentată în cascadă, în plus față de schema din figura 1).

În general, este foarte utilă stabilirea treptei de timp de selectivitate, pentru fiecare pereche de întreruptoare, în funcție de aparatajul utilizat în circuitele de protecție respective.

În cele ce urmează se face o analiză a selectivității în lichidarea scurtcircuitelor de către protecțiile maximale de curent, începînd cu circuitele de 0,4 kV (de la receptor spre sursă).

Majoritatea circuitelor de 0,4 kV sînt protejate la scurtcircuite cu siguranțe fuzibile. Excepții fac doar motoarele cu $P_n > 125$ kW la 0,4 kV, care sînt protejate cu întreruptoare automate, echipate cu declanșatoare magneto-termice (de exemplu, întreruptoare OTOMAX). Selectivitatea funcționării la scurtcircuite între siguranțele fuzibile se obține prin departajarea curenților nominali ai fuzibilelor la cel puțin două trepte în scara standardizată. Selectivitatea între siguranțele fuzibile ale circuitelor racordate la bare și întreruptoarele de cuplă și alimentare (ale transformatoarelor de 6/0,4 kV) este asigurată, deoarece :

— curenții reglați ai declanșatoarelor magneto-termice sînt mari (pentru transformatoare 6/0,4 kV, 1000 kVA, $I_{regl} = 8 - 10$ kA la cuplă și $I_{regl} = 13-15$ kA la alimentare, pentru declanșarea netemporizată) ;

— arderea fuzibilului și lichidarea scurtcircuitului are loc, de multe ori, în primul sfert de perioadă (deci în mai puțin de 5 ms) apărînd și un efect de limitare a curentului de șoc ;

— cablurile din circuitele de 0,4 kA au un puternic efect de reducere a curenților de scurtcircuit, datorită rezistenței electrice a conductoarelor.

Dacă scurtcircuitul nu a fost lichidat prin arderea fuzibilului și nu produce acționarea elementului de protecție la scurtcircuit al declanșatorului magneto-termic, declanșarea întreruptorului o va face elementul termic din declanșatorul magneto-termic.

Asigurarea selectivității declanșării la scurtcircuit între întreruptoarelor automate ale motoarelor și ale cuplei sau alimentărilor se datorește :

— curentului reglat al elementului de protecție la scurtcircuit din declanșatorul magneto-termic al întreruptorului motorului, $I_{regl} = 2 - 3$ kA, care este mult mai mic decît curentul reglat la întreruptoarele de cuplă (8—10 kA) sau de alimentare (13—15 kA) ;

— efectului de reducere a curenților de scurtcircuit pe care îl au cablurile din circuitele de 0,4 kV protejate ;

— unor trepte de timp de selectivitate mici (25—100 ms), stabilite de fabrica constructoare.

Rezultă că asigurarea selectivității de declanșare la scurtcircuit între cuplă și alimentare, pe de o parte, și întreruptoarele și siguranțele fuzibile ale circuitelor receptoarelor de 0,4 kV, pe de altă parte, se obține nu numai prin temporizare, ci și din diferența mare a curenților de declanșare pe scurtcircuit, conjugată cu efectul de reducere a curenților de scurtcircuit pe care îl au cablurile de alimentare a receptoarelor de 0,4 kV. În schimb, asigurarea selectivității de declanșare pe scurtcircuit între cuplă și alimentare (care au valori apropiate pentru curenții de declanșare netemporizată) face necesară temporizarea declanșării alimentării (fig. 3). Treapta de selectivitate Δt_1 trebuie să acopere timpul de declanșare a cuplei. Rezultă, acoperitor, $\Delta t_1 = 0{,}3$ s (dacă fabrica constructoare nu indică un timp mai mic). În acest fel se asigură și o selectivitate mai bună la declanșarea la scurtcircuite în raport cu întreruptoarele plecărilor de 0,4 kV, cînd cupla este deschisă (funcționare normală).

Temporizarea protecției maximale a întreruptorului de 6 kV al transformatorului de 6/0,4 kV trebuie aleasă pentru a asigura selectivitatea de declanșare la scurtcircuit în raport cu întreruptoarele elementelor vecine : cupla pe barele de 0,4 kV și întreruptoarele automate ale plecărilor de 0,4 kV (fig. 3). Nu trebuie asigurată selectivitatea în raport cu întreruptorul de 0,4 kV al transformatorului de 6/0,4 kV, deoarece după declanșarea acestuia menținerea sub tensiune a transformatorului de 6/0,4 kV nu are nici un avantaj. În general, întreruptoarele de la capetele unui fider de alimentare trebuie să aibă aceeași temporizare pentru protecția maximală de curent, pentru a nu mări cu o treaptă de selectivitate temporizările protecțiilor maximale de curent montate la întreruptoarele din amonte. Calculul treptei de timp de selectivitate la declanșarea la scurtcircuit între întreruptorul de 6 kV al transformatorului de 6/0,4 kV și întreruptorul de cuplă de 0,4 kV este arătat în figura 3. Releele de curent considerate sînt electromagnetice. Timpul de excitare a releului RC a fost considerat minim, iar cel de dezexcitare maxim (situația cea mai defavorabilă). Timpii de acționare sînt considerați pentru relee și întreruptoare de fabricație internă : întreruptoare IO—10 (15) pentru 6 kV, OTOMAX pentru 0,4 kV, relee de curent tip RC = 2, relee intermediare RI—10, relee de tip RTpa—5. Timpii de acționare sînt dați în tabelul 1 [6].

Treapta de timp de selectivitate poate fi luată $\Delta t_2 = 0{,}4$ s.

Declanșarea neselectivă a întreruptorului I1 față de cupla C3 este foarte puțin probabilă, deoarece :

— funcționarea cu cupla închisă, deci pe sursa de rezervă, durează o perioadă relativ scurtă pe an ;

— declanșarea cuplei C3 are loc numai la scurtcircuit pe bara 0,4 kV (defect foarte puțin probabil) ;

De exemplu, luînd pentru timpul de excitare al RC valoarea 0,1 s, pentru declanșarea întreruptorului de 0,4 kV valoarea 0,12 s, rezultă $\Delta t_2 = 0{,}29$ s.

În stațiile de 6/0,4 kV cu 3 sau mai multe transformatoare de 6/0,4 kV nu există cuple de

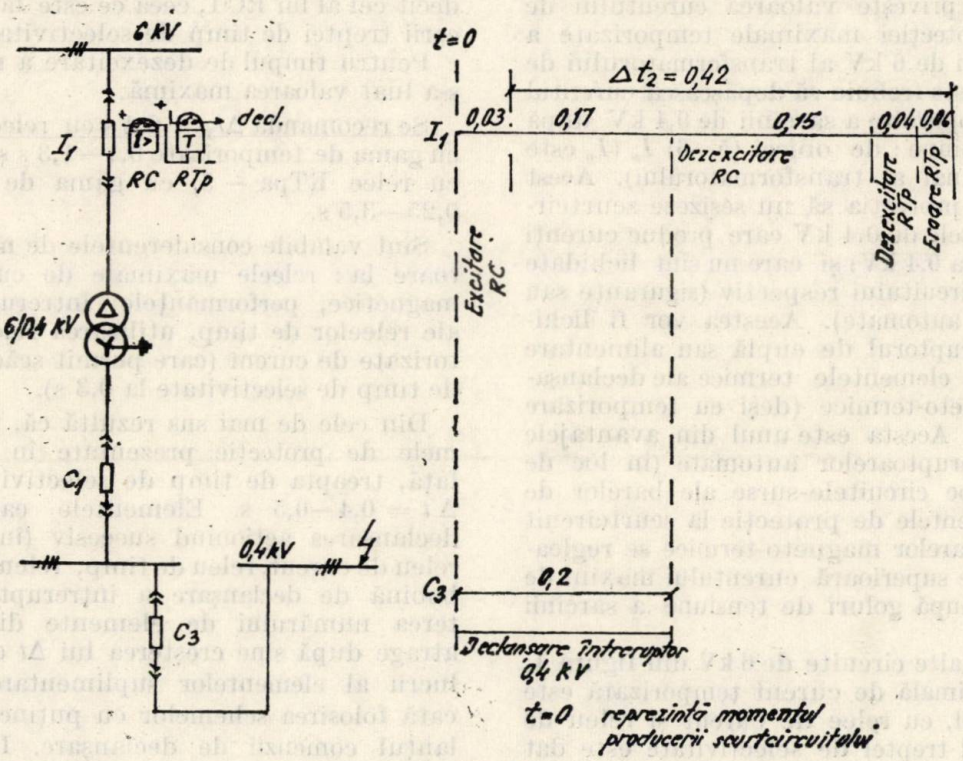


Fig. 3

— siguranțele fuzibile și întreruptoarele automate ale plecărilor de 0,4 kV lichidează rapid (0,015—0,05 s pentru întreruptoare și 0,005—0,01 s pentru siguranțe fuzibile) scurtcircuitele care determină excitarea releului RC (în plus, timpul de excitare al acestuia crește la 0,1—0,15 s).

Tabelul 1

Denumirea aparatului	Timp de anclanșare maxim, s	Timp de declanșare maxim, s
Întreruptor IO—10 (15)	0,14	0,07
Releu intermediar RI—3	0,04	0,04
Releu intermediar RI—10	0,03	0,02
Releu de timp RTpa—5	Eroare la acționare 0,06—0,12 *	0,04
Releu de curent RC—2	1,2 I_{regl} : 0,15	0,15
	2 I_{regl} : 0,03	0,03

* Eroarea maximă a temporizării este :
— 0,06 s pentru gama de temporizare 0,1—1,3 s ;
— 0,12 s pentru gama de temporizare 0,25—3,5 s.

0,4 kV, selectivitatea fiind, deci, asigurată bine cu $\Delta t_2 = 0{,}4$ s [1], [2]. Se poate lua chiar $\Delta t_2 = 0{,}3$ s.

Din analiza de mai sus rezultă influența nefavorabilă pe care o au :

— *Timpul mare de dezexcitare (0,15 s) al releelor de curent electromagnetice.* Cu cît curentul ce parcurge bobina releului are o valoare mai apropiată de valoarea de reglaj, cu atît crește timpul de comutare (atît la închiderea cît și la deschiderea contactului). Acest dezavantaj se adaugă la acela al coeficientului de revenire scăzut : 0,83—0,85. Releele de curent tranzistorizate (de exemplu, de tip ITG ale firmei „Compagnie Continentale d'Equipements Electriques" — Franța [5]) au coeficientul de revenire 0,97—0,98 și timpul de comutare constant și egal cu 0,04—0,06 s, ceea ce permite reducerea treptei de timp de selectivitate cu 0,1 s. În plus, temporizarea este realizată electronic (și cu eroare relativ mică), ceea ce permite reducerea treptei Δt cu timpul de dezexcitare a releului de timp RTp (operația echivalentă se realizează electronic, într-un timp neglijabil).

— *Timpul mare de declanșare a întreruptorului de 0,4 kV care s-a luat în considerare.* Sînt

necesare întreruptoare cu performanţe ridicate şi bine întreţinute în exploatare.

— *Eroarea mare de reglaj şi de funcţionare a releului de timp RTp.* Este necesară utilizarea releelor de timp cu eroare mică la valoarea reglată.

În ceea ce priveşte valoarea curentului de pornire al protecţiei maximale temporizate a întreruptorului de 6 kV al transformatorului de 6/0,4 kV, aceasta trebuie să depăşească curentul maxim de autopornire a sarcinii de 0,4 kV după un gol de tensiune : de obicei (5—6) I_n (I_n este curentul nominal al transformatorului). Acest reglaj face ca protecţia să nu sesizeze scurtcircuite în circuitele de 0,4 kV care produc curenţi de 1 — 8 kA (la 0,4 kV) şi care nu sînt lichidate de protecţia circuitului respectiv (siguranţe sau întreruptoare automate). Acestea vor fi lichidate de întreruptorul de cuplă sau alimentare declanşate de elementele termice ale declanşatoarelor magneto-termice (deşi cu temporizare relativ mare). Acesta este unul din avantajele montării întreruptoarelor automate (în loc de separatoare) pe circuitele-surse ale barelor de 0,4 kV. Elementele de protecţie la scurtcircuit ale declanşatoarelor magneto-termice se reglează la o valoare superioară curentului maxim de autopornire, după goluri de tensiune a sarcinii conectate.

Pentru celelalte circuite de 6 kV din figura 1, protecţia maximală de curent temporizată este realizată la fel, cu relee de curent şi releu de timp. Calculul treptei de selectivitate este dat în figura 4.

Timpii de excitare a releelor RC 1 şi RC 2 sînt apropiaţi, ambii cresc sau descresc simultan în funcţie de valoarea curentului de scurtcircuit ; totuşi timpul de excitare a releului RC 2 este totdeauna mai mare decît al releului RC 1, deoarece curentul de pornire al lui RC 2 este mai mare decît cel al lui RC 1, ceea ce este favorabil reducerii treptei de timp de selectivitate.

Pentru timpul de dezexcitare a releului RC 2 s-a luat valoarea maximă.

Se recomandă $\Delta t_3 = 0{,}4$ s cu relee RTpa — 5, cu gama de temporizare 0,1—1,3 s şi $\Delta t_3 = 0{,}5$ s cu relee RTpa — 5, cu gama de temporizare 0,25—3,5 s.

Sînt valabile considerentele de mai sus privitoare la : releele maximale de curent electromagnetice, performanţele întreruptoarelor şi ale releelor de timp, utilizarea releelor tranzistorizate de curent (care permit scăderea treptei de timp de selectivitate la 0,3 s).

Din cele de mai sus rezultă că, pentru schemele de protecţie prezentate în articolul de faţă, treapta de timp de selectivitate poate fi $\Delta t = 0{,}4—0{,}5$ s. Elementele care comandă declanşarea acţionînd succesiv (în lanţ), sînt : releu de curent, releu de timp, releu intermediar, bobină de declanşare a întreruptorului. Creşterea numărului de elemente din acest lanţ atrage după sine creşterea lui Δt cu timpul de lucru al elementelor suplimentare. Este indicată folosirea schemelor cu puţine elemente în lanţul comenzii de declanşare. De asemenea utilizarea unor relee şi întreruptoare cu timpi

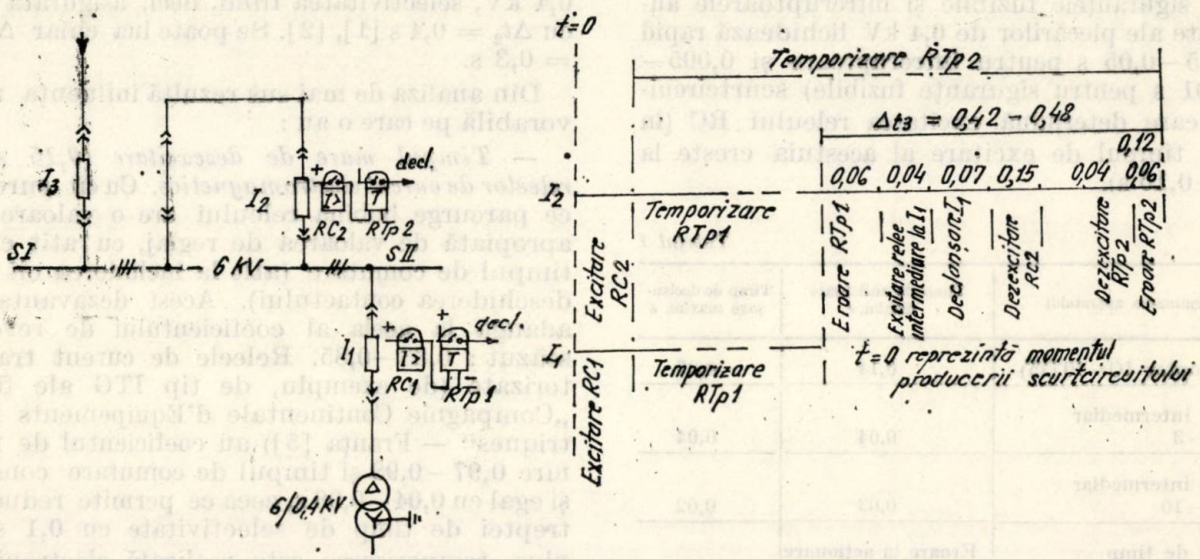


Fig. 4

Echipamentul considerat este de fabricaţie internă : întreruptoare IO—15 (10) la 6 kV, relee de curent RC—2, releu de timp RTpa—5, releu intermediar RI—10.

de comutare diferiţi de cei luaţi în calculul treptei de timp de selectivitate, Δt, conduce la modificarea acestei valori. Este necesar calculul lui Δt pentru fiecare tip de echipament utilizat.

Utilizarea releelor de curent cu caracteristică de timp dependentă conduce la o scădere importantă a duratei de lichidare a scurtcircuitelor și în special a celor cu curenți mai mari care determină o scădere mai pronunțată a tensiunii pe bare, deci deranjează mai mult receptoarele conectate la acestea. Diferența timpilor de acționare a protecțiilor maximale temporizate ale elementelor vecine, la aceeași valoare a curentului de scurtcircuit, oricare ar fi ea, trebuie să fie cel puțin Δt.

În figura 1 sînt indicate temporizările protecțiilor maximale de curent (cu caracteristică de timp independentă).

Scurtcircuitele apropiate de surse au efecte negative importante:

— numărul și puterea totală a receptoarelor din aval deranjate este mai mare (de exemplu, la un scurtcircuit pe fiderul stației de 6 kV, 250 MVA sînt deranjate receptoarele de 6 kV conectate la secția de bare de 6 kV respectivă și receptoarele de 0,4 kV conectate la secțiile de bare de 0,4 kV alimentate de la această secție de bare de 6 kV);

— numărul și puterea totală a receptoarelor alimentate de la secția de bare din amonte de scurtcircuit și deranjate de acesta poate fi mare, în funcție de tensiunea remanentă pe bare (același exemplu ca în cazul anterior);

— la cele de mai sus se adaugă temporizarea mare a protecției maximale de curent, care sporește perturbația și consecințele ei; de aceea se impune ca elementele de schemă (fiderii stațiilor de distribuție de 6 kV) apropiate de sursă (transformatoarele de 110/6,3 kV) să aibă o protecție de bază rapidă și care să acopere întregul element protejat; după cum s-a arătat, aceasta este protecția diferențială longitudinală sau o altă protecție comparativă.

Este totuși de menționat că instalațiile de AAR asigură, în timp mai scurt decît protecția maximală de curent temporizată (cu temporizare 0,4 — 0,6 s), realimentarea secțiilor de bare afectate de scăderea de tensiune, cu excepția secției de bare de la care se alimentează scurtcircuitul, deoarece funcționează blocajul AAR la scurtcircuite pe bare sau în aval [1], [2].

Protecția fiderilor de 6 kV este prevăzută în general numai pe întreruptorul din amonte (de plecare), iar acesta declanșează, prin contact auxiliar, și întreruptorul din aval (de sosire) [1], [2].

Protecția barelor este asigurată de protecția de rezervă a fiderilor sau a cuplei (deci cu temporizare mare la barele de 6 kV și mică la cele de 0,4 kV). În schema din figura 1 (și acesta este cazul majorității întreprinderilor industriale, chiar și al celor recent construite), singurele elemente de schemă fără o protecție de bază rapidă sînt barele de 6 kV (pentru barele de 0,4 kV temporizarea de 0,3 s a alimentării este suficient de mică).

În ceea ce privește valoarea curentului de pornire a protecțiilor maximale temporizate ale cuplelor și fiderilor de stații de 6 kV, este de remarcat un raport ridicat față de curentul de sarcină maximă, $I_{regl} = (5 - 6)\, I_{sarc.max}$, pentru ca protecția să nu funcționeze în regim de autopornire a sarcinii (motoare asincrone) după un gol de tensiune. Aceasta face ca protecția maximală temporizată a cuplelor și fiderilor de 6 kV să protejeze o parte destul de redusă din elementul vecin în aval (transformator de 6/0,4 kV, motor de 6 kV), astfel că la un refuz de declanșare a întreruptorului circuitului defect scurtcircuitul nu va fi lichidat prin protecția prin relee, putînd să dureze mult și mărind astfel distrugerile la locul defectului.

Prelungirea zonei de acționare a protecției maximale temporizate se poate obține cu un releu termic de tipul celor folosite la motoare (deoarece sarcina se comportă ca un motor, în regim de autopornire). Caracteristica de timp a releului este dependentă de curent, iar releul va putea fi reglat la valoarea curentului de sarcină maximă, fără să lucreze în regim de autopornire. Situația este similară cu a întreruptoarelor de 0,4 kV care au declanșatoare magneto-termice.

Este de menționat că treapta de timp de selectivitate $\Delta t = 0{,}4$ s a fost aplicată în unele unități ale M.I.Ch. — de exemplu, la C.I.C. Slobozia — utilizînd relee de fabricație indigenă, iar treapta $\Delta t = 0{,}3$ s a fost aplicată în unități ale M.I.Ch. în care s-au utilizat relee maximale de curent tranzistorizate (tip ITG, fabricate de „Compagnie Continentale d'Equipements Electriques), de exemplu la C.I.C. Craiova și C.I.C. Turnu Măgurele.

Concluzii

Evitarea regimurilor anormale de funcționare ale sistemului intern de alimentare cu energie electrică al unei întreprinderi industriale este posibilă numai prin utilizarea echipamentelor cu fiabilitate ridicată, ceea ce implică dificultăți tehnice și dezavantaje economice.

Pentru procesul tehnologic, însă, este esențială funcționarea normală a receptoarelor tehnologice (în general, motoare electrice), iar dacă se iau măsurile necesare, procesul tehnologic poate depăși cu succes perturbațiile produse de goluri de tensiune de durată redusă [1]. Această premisă conduce la unele schimbări în concepția protecției prin relee și a automaticii de sistem [6]. Pe lîngă lichidarea regimurilor anormale, acestea au și rolul deosebit de important de a reasigura alimentarea cu energie electrică a receptoarelor tehnologice în cadrul unei perioade de timp scurte. Acest rol al protecției prin relee determină utilizarea unor ti-

puri de protecţii calitativ superioare (ca selectivitate, rapiditate, sensibilitate, siguranţă în funcţionare), precum şi unele particularităţi în utilizarea lor, în special în privinţa funcţiilor îndeplinite, care au fost expuse în articol.

Bibliografie

[1] Covar, E. *Mărirea siguranţei în funcţionare a reţelelor electrice interioare, la combinate chimice cu proces tehnologic continuu.* În: Energetica, nr. 6, 1972.

[2] Covar, E. *Mărirea siguranţei de funcţionare a reţelelor electrice interioare la combinate chimice cu proces tehnologic continuu.* Referat prezentat la al II-lea Simpozion „Siguranţa în funcţionare a instalaţiilor energetice", 14 — 16 septembrie, 1973.

[3] Călin, S. şi Marcu, S. *Protecţia prin relee a sistemelor electrice.* Bucureşti, Editura tehnică, 1969.

[4] * * * *Normativ pentru proiectarea instalaţiilor de protecţie prin relee şi automatizare.* MEE — ODE, Bucureşti, 1971.

[5] * * * Compagnie Continentale d'Equipements Electriques (CEE). *Relais à éléments de mesure statiques système „English Electric".* Catalog de produse, 1969.

[6] * * * I.I.S. Electromagnetica. *Catalog de relee,* 1972.

(Articol intrat în redacţie la 1 martie 1974)

Calculul efectului termic al curenţilor de scurtcircuit în cazul participării importante a motoarelor asincrone

Ing. **D. Pătrăşescu***

1. Consideraţii generale

În reţelele de distribuţie la care cea mai mare parte din puterea distribuită este preluată de motoare care funcţionează la tensiunea de distribuţie, curenţii totali de scurtcircuit debitaţi de motoare pot lua valori mari, reprezentînd deci, în primele momente, o parte importantă a curentului total de scurtcircuit.

În cazul producerii unui scurtcircuit, motoarele nu mai sînt alimentate, încetînd deci să mai constituie mijloace de transformare a energiei electrice în energie mecanică. Datorită inerţiei, ele mai continuă să antreneze utilajele cu care sînt cuplate, dar în acelaşi timp debitează energie spre locul de scurtcircuit [1], [2], transformîndu-se deci, din punctul de vedere al reţelei, din consumatori în surse. În momentul iniţial, orice motor debitează asupra unui scurtcircuit net la borne un curent determinat de tensiunea de funcţionare în momentul anterior producerii defectului şi de impedanţă, deci un curent egal cu cel de pornire. La motoare asincrone, pierzîndu-se sursa de excitaţie constituită de reţea, curentul debitat scade foarte brusc, cu mult înaintea epuizării energiei cinetice acumulate de grupul motor — utilaj. Tot în acest timp, datorită efectului de frînare a utilajului antrenat, însumat cu efectul de frînare datorită curentului debitat pe scurtcircuit, se produce o scădere rapidă a turaţiei motoarelor. Valoarea acestei scăderi este determinată de :

— momentul total de inerţie a grupului motor — utilaj ;

— cuplul rezistent al utilajului ;

— rezistenţa şi reactanţa motorului ;

— valoarea efectivă a tensiunii în momentul producerii scurtcircuitului ;

— turaţia nominală a motorului.

Elementele determinate diferind de la motor la motor, gradul de frînare diferă şi el de la motor la motor, aşa încît curenţii debitaţi de motoare se decalează substanţial, ca fază, atît între ei cît şi faţă de curentul de scurtcircuit debitat de sursele sistemului. De aceea valoarea rezultantă a curentului este sensibil inferioară sumei aritmetice a curenţilor, diferenţa crescînd în timp. Aceasta conduce la micşorarea aportului motoarelor la scurtcircuit, iar în unele cazuri se ajunge ca existenţa curentului debitat de motoare să micşoreze valoarea totală a curentului de scurtcircuit.

Determinarea cantitativă a variaţiei în timp a curentului de scurtcircuit debitat de motoare este relativ dificilă, necesitînd date de bază numeroase asupra fiecărui grup motor — utilaj din reţea şi un volum de calcul care practic poate fi realizat numai de un calculator electronic.

Este de remarcat că alura curentului debitat de motoare este puternic căzătoare, astfel că la 0,1 s acest curent este foarte mic, iar la 0,2 s inexistent. În tabelul 1 sînt prezentate, pentru fixarea ideilor şi pentru aprecierea corectă a ordinului de mărime a ponderii aportului motoarelor, valorile obţinute dintr-un calcul efectuat la Institutul de studii şi proiectări energetice pentru serviciile proprii ale unui bloc de mare putere.

Calculele au fost efectuate pe un calculator IRIS 50, folosind datele tehnice obţinute de la proiectanţii, respectiv furnizorii echipamentelor, cu utilizarea unei metodologii de calcul care ţine seama de variaţiile de unghi ale fiecărei surse pe durata procesului.

Au fost folosite notaţiile :

t — timpul, s ;

I_t — curentul total de scurtcircuit ;

$I_{t\,max}$ — valoarea maximală a curentului total de scurtcircuit ;

I_m — suma geometrică a curenţilor de scurtcircuit debitaţi de motoare;

$I_{m\,max}$ — valoarea maximală a lui I_m.

* D. Pătrăşescu este inginer proiectant principal II la I.S.P.E.

A fost preferată prezentarea numerică în valori relative, pentru a sesiza mai bine situaţia în domeniul valorilor mici ale I_m şi importanţa fenomenului în decursul timpului.

Tabelul 1

t	$\frac{I_t}{I_{tm}}$	$\frac{I_m}{I_t\ max}$	$\frac{I_m}{I_m\ max}$
0,00	1	0,398	1
0,01	0,935	0,335	0,845
0,02	0,885	0,277	0,720
0,03	0,836	0,241	0,606
0,04	0,798	0,203	0,513
0,05	0,745	0,170	0,415
0,06	0,73	0,141	0,355
0,07	0,704	0,117	0,294
0,08	0,680	0,095	0,240
0,09	0,661	0,077	0,193
0,10	0,64	0,061	0,153
0,11	0,63	0,049	0,123
0,12	0,62	0,036	0,091
0,13	0,61	0,025	0,064
0,14	0,598	0,017	0,043
0,15	0,591	0,011	0,027
0,16	0,586	0,005	0,014
0,17	0,58	0,001	0,004
0,18	0,576	−0,001	−0,004
0,19	0,575	−0,0037	−0,009
0,20	0,573	−0,050	−0,013

Ca şi în alte ţări, pînă relativ recent practica de proiectare din România neglija efectul termic al curenţilor de scurtcircuit debitaţi de motoare. Instrucţiunile în vigoare [3] cer luarea în considerare a acestui efect. Totodată, aceste instrucţiuni, reproducînd metoda şi curbele de calcul din VDE, iau în considerare variaţii în timp ale curenţilor de scurtcircuit tipice celor debitaţi de generatoare sincrone.

În această situaţie apare pericolul ca, aplicînd nediferenţiat curbele din instrucţiuni la valoarea totală a curenţilor de scurtcircuit (cei debitaţi de generatoare împreună cu cei debitaţi de motoare), să se risipească fonduri importante datorită supradimensionării prin considerarea decrementului tipic curentului de scurtcircuit debitat de generatoare, în locul celui efectiv determinat de existenţa unei ponderi importante a motoarelor.

În figura 1 se poate observa diferenţa mare dintre alurile curenţilor de scurtcircuit reali şi cei care se iau în considerare prin utilizarea nediferenţiată a curbelor de calcul din instrucţiunile de dimensionare [3]. Suprafaţa haşurată cuprinde zona valorilor a căror luare în considerare poate conduce la supradimensionări. Deoarece efectul termic şi deci baza de dimensionare este proporţională cu pătratul curentului, iar suprafaţa haşurată este plasată în zona valorilor mari de curenţi, se înţelege că supradimensionarea este foarte mare (determinată de diferenţa $I_f^2 - I_t^2$).

2. Metode de calcul

Tratarea prin calcul a aspectelor cantitative ale efectului termic al curentului de scurtcircuit debitat de motoare se poate face, în principiu, prin următoarele metode :

2.1. Neglijarea în calcul a curenţilor debitaţi de motoarele asincrone. După cum s-a arătat, aceasta este metoda cea mai larg folosită pînă

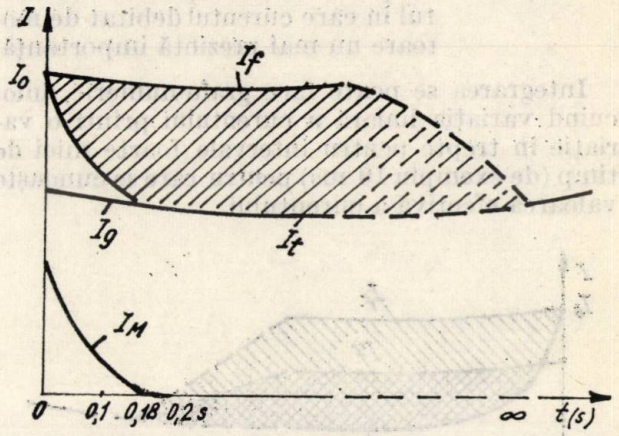


Fig. 1. Curbele de variaţie a curenţilor de scurtcircuit:
I_g – curentul de scurtcircuit debitat de generator;
I_M – curentul de scurtcircuit debitat de motoare;
I_t – curentul total real de scurtcircuit;
I_f – curentul total fictiv de scurtcircuit luat în considerare prin aplicarea nediferenţiată a curbelor din instrucţiuni [3].

de curînd. În această situaţie se contează pe faptul că rezervele de calcul existente acoperă şi efectul datorat motoarelor. Ipoteza este greu controlabilă, iar în cazul unei ponderi mari de motoare racordate la tensiunea de distribuţie, apropiate electric de locul scurtcircuitului, şi al unor timpi foarte scurţi, este probabil ca efectul curenţilor debitaţi de motoare să fie prea important pentru a fi acoperit de această rezervă.

2.2. Utilizarea formulelor şi curbelor din instrucţiunile de proiectare actuale [3], fără a ţine seama de diferenţa categorică de decrement dintre curenţii de scurtcircuit debitaţi de generatoare sincrone şi cei debitaţi de motoare asincrone.

După cum s-a arătat, această metodă conduce, mai cu seamă în cazul timpilor mari, la supradimensionări care pot avea consecinţe economice importante.

2.3. Calculul exact pe calculator numeric al efectului termic al curenţilor efectivi de scurtcircuit cu considerarea valorilor efective ale componentei aperiodice a curenţilor de scurtcircuit. Calculul este foarte dificil atît din punctul de vedere al datelor de bază, cît şi din cel al metodei de calcul. Pînă acum nu a fost realizat în România un asemenea calcul şi nici nu se întrevăd încă perspective de utilizare largă a unei asemenea metode.

2.4. Utilizarea în formulele şi curbele citate mai sus a valorii unui curent echivalent termic cu curentul efectiv în perioada în care motoarele

debitează curenții de scurtcircuit. Acest curent este definit de relația :

$$I^2_{t\,sct} = \int_0^{t_1} I^2\,dt, \qquad (1)$$

în care

$I_{t\,sct}$ este curentul echivalent termic pentru perioada pînă în momentul t_1 ;

t_1 — timpul în secunde pînă în momentul în care curentul debitat de motoare nu mai prezintă importanță.

Integrarea se poate face grafo-numeric, înlocuind variația liniară a curentului printr-o variație în trepte pentru intervale foarte mici de timp (de exemplu 10 ms) pentru care se cunoaște valoarea efectivă a curentului.

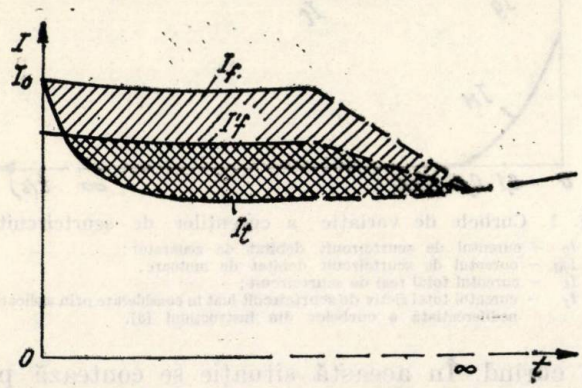


Fig. 2. Curbele curenților fictivi de dimensionare cu și fără diferențierea curenților debitați de motoare.

Calculul este acoperitor, mai cu seamă pentru timpi care depășesc durata efectivă a curenților de scurtcircuit debitați de motoare, întrucît ia în considerare o curbă superioară celei reale pentru decrementul curentului total de scurtcircuit. Situația este ilustrată de curbele din figura 2, în care cu I'_f a fost notat curentul total fictiv luat în considerare prin aplicarea curbelor din instrucțiuni [3] la valoarea $I_{t\,sct\,1}$.

În această figură a fost haşurată oblic suprafața corespunzătoare supradimensionărilor rezultate din aplicarea metodei de la pct. 2.2, dar evitate prin aplicarea metodei de la pct. 2.4 ; haşurarea încrucișată corespunde supradimensionărilor rezultate prin aplicarea metodei de la pct. 2.4.

2.5. Calculul de la pct. 2.4 poate fi simplificat prin asimilarea curbei $I_t = f(t)$ în perioada inițială, cînd există un aport sensibil al motoarelor, cu o dreaptă în pantă, iar pentru perioada următoare cu o dreaptă orizontală.

Pentru $0<t<t_1$, ecuația dreptei este :

$$I - I_{t1} = \frac{I_0 - I_{t1}}{-\,t_1}\,(t - t_1) \qquad (2)$$

sau

$$I = \frac{I_0 - I_{t1}}{t_1}\,t + I_0 \qquad (3)$$

Relația (1) devine :

$$I^2_{t\,sct} = \int_0^t \left[-\frac{I_0 - I_{t1}}{t_1}\,t + I_0\right]^2 dt \qquad (4)$$

Deci

$$I^2_{t\,sct} = \frac{t_1}{3(I_0 - I_{t1})}\left[I_0^3 - \left(I_0 - \frac{I_0 - I_{t1}}{t_1}\,t\right)^3\right]. \qquad (5)$$

Pentru cazul particular $t = t_1$, relația (5) devine :

$$I^2_{t\,sct_1} = \frac{t_1}{3(I_0 - I_{t1})}\,[(I_0^3 - I_{t1}^3)]. \qquad (6)$$

Pentru $t>t_1$, ecuația dreptei este :

$$I_{t\,sct} = I_{t1}. \qquad (7)$$

Deci, pentru $t>t_1$, valoarea finală a $I_{t\,sct}$ este determinată de relația :

$$I^2_{t\,sct_1}\cdot t = \frac{t_1}{3(I_c - I_{t_1})}\,[I_0^3 - I_{t1}^3\,] + I_{t1}^2\,(t - t_1). \qquad (8)$$

Curba $I_t = f(t)$ și dreptele care o aproximează au fost reprezentate în figura 3. Suprafața haşurată reprezintă zona corespunzătoare supradimensionării rezultate din înlocuire.

2.6. Deoarece pentru realizarea calculului de la pct. 2.2 este totuși necesară determinarea punctului de coordonate t_1, I_{t1}, printr-un calcul pretențios, el poate fi înlocuit, admițîndu-se

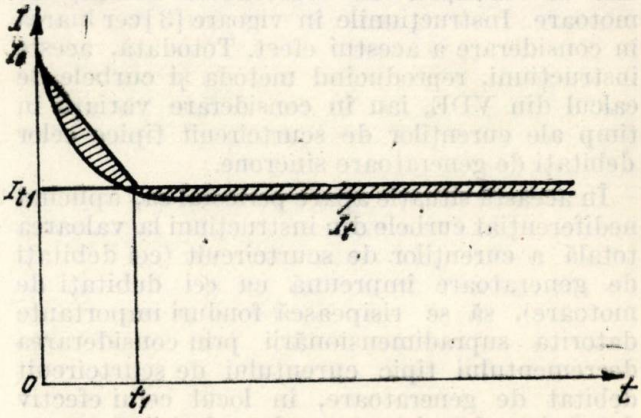


Fig. 3. Înlocuirea curbei $I_t = f\,(t)$ prin două drepte.
t_1 — timpul la care aportul motoarelor este neglijabil.

erori sporite, printr-un calcul pe baza relațiilor (5) — (8), însă în care se folosesc următoarele valori :

$$I_0 = I_{0g} + \Sigma\, I_{pm}, \qquad (9)$$

în care

I_{0g} este curentul inițial de scurtcircuit debitat de generatoare ;

$\Sigma\, I_{pm}$ — suma curenților de pornire ai motoarelor aflate simultan în funcțiune în rețeaua considerată.

$$I_{t1} = I_{0,1}\,g, \qquad (10)$$

în care $I_{0,1}$ este curentul debitat de generatoare la 0,1 s.

În principiu se poate considera și un alt timp decît 0,1 s, însă pentru care există posibilitatea calculului de scurtcircuit prin metode ușor accesibile; s-a asumat însă aprecierea că la 0,1 s, cînd curentul de scurtcircuit debitat de motoare este foarte scăzut, curentul debitat de generatoare este cel puțin egal cu curentul total la $t_1 = 0{,}15$ s, cînd aportul motoarelor poate fi considerat neglijabil

$$t_1 = 0{,}15 \text{ s}. \qquad (11)$$

3. Exemplificări numerice

Pentru precizarea ideilor și aprecierea nivelului toleranțelor de calcul la aplicarea diverselor metode, se vor prezenta valori de bază și de calcul pentru un caz curent din practica ISPE, apropiat de cel din tabelul 1.

În figura 4 *a* este prezentată curba $I_t = f(t)$ pentru primele 0,2 s, odată pentru domeniul $0 < I_t < I_0$ și odată, la scară dublă, pentru domeniul 30 kA $< I_t < I_0$.

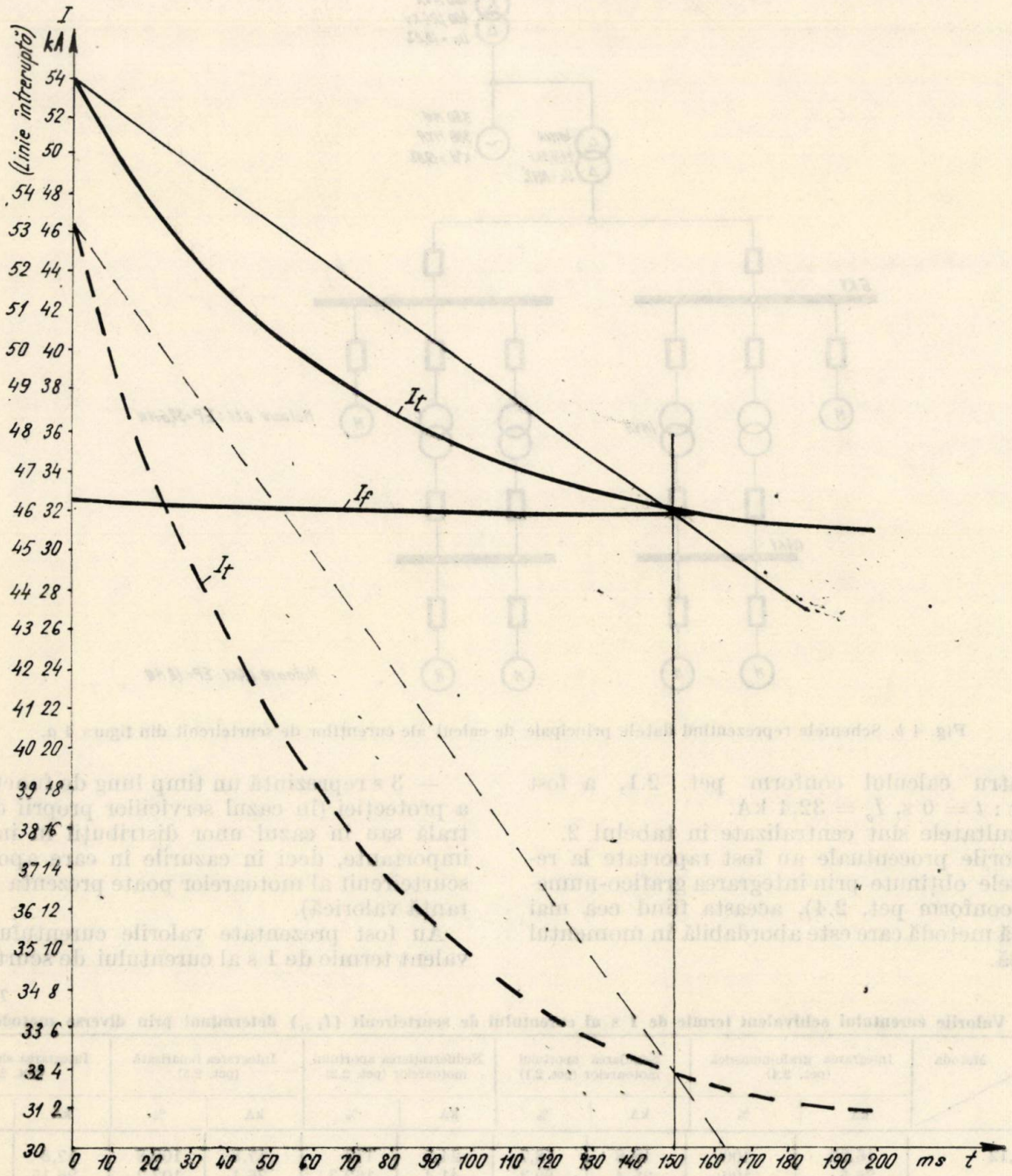


Fig. 4 *a*. Curba $I_t = f(t)$ pentru primele 0,2 s.

În calculul numeric, conform pct. 2.5, au fost folosite următoarele puncte de pe curbă :

$t = 0$ $I_t = 53{,}5$ kA
$t = 0{,}12$ s $I_t = 33{,}3$ kA
$t = 0{,}15$ s $I_t = 31{,}9$ kA (momentul la care se consideră neglijabil aportul motoarelor).

Pentru calculul conform pct. 2.6, au mai fost folosite $t = 0{,}1$ s, $I_g = 31{,}8$ kA (valoare foarte apropiată de $I_t = 31{,}9$ kA la $t = 0{,}15$ s).

Alegerea timpilor pentru care au fost făcute calculele a avut în vedere următoarele :

— 0,12 s reprezintă un timp de dimensionare a cablurilor în cazul protecției instantanee care acționează asupra unui dispozitiv de acționare rapid ;

— 1 s reprezintă un caz de temporizare mică și totodată timpul minim impus de instrucțiuni [3] pentru verificarea aparatajului și a conductoarelor LEA ;

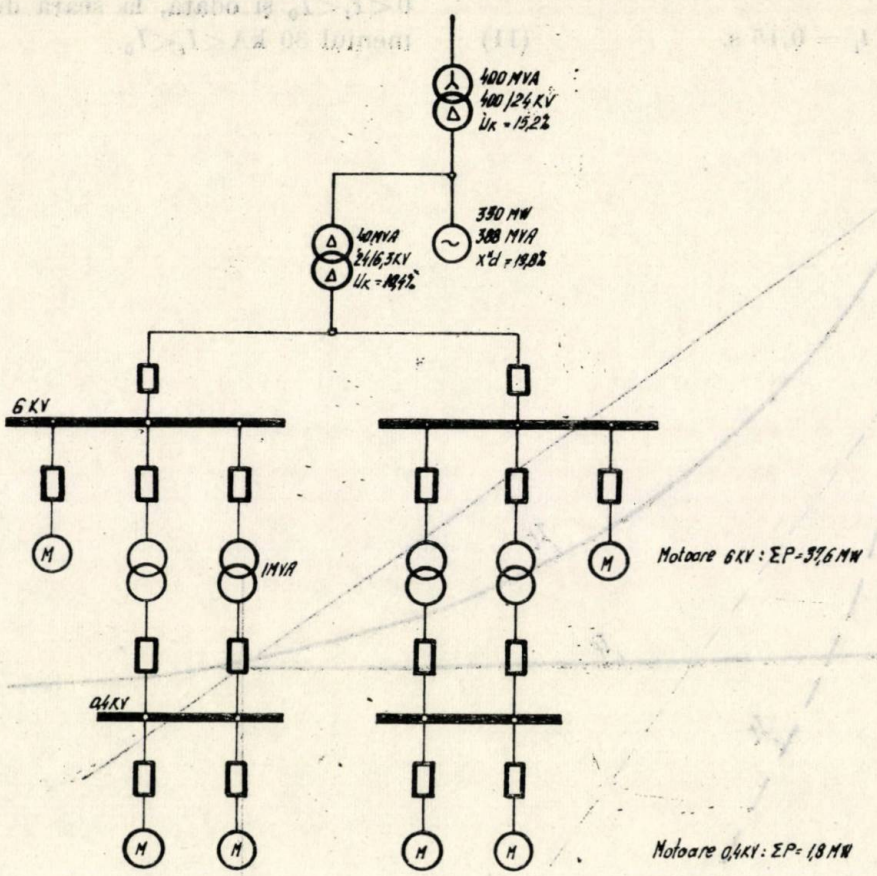


Fig. 4 *b*. Schemele reprezentînd datele principale de calcul ale curenților de scurtcircuit din figura 4 *a*.

Pentru calculul conform pct. 2.1, a fost folosit : $t = 0$ s, $I_g = 32{,}4$ kA.

Rezultatele sînt centralizate în tabelul 2.

Valorile procentuale au fost raportate la rezultatele obținute prin integrarea grafico-numerică (conform pct. 2.4), aceasta fiind cea mai precisă metodă care este abordabilă în momentul de față.

— 3 s reprezintă un timp lung de funcționare a protecției (în cazul serviciilor proprii de centrală sau în cazul unor distribuții în industrii importante, deci în cazurile în care aportul la scurtcircuit al motoarelor poate prezenta importanță valorică).

Au fost prezentate valorile curentului echivalent termic de 1 s al curentului de scurtcircuit

Tabelul 2

Valorile curentului echivalent termic de 1 s al curentului de scurtcircuit ($I_{t\,sc}$) determinat prin diverse metode

Metoda / t (s)	Integrarea grafo-numerică (pct. 2.4)		Neglijarea aportului motoarelor (pct. 2.1)		Nediferențierea aportului motoarelor (pct. 2.2)		Integrarea liniarizată (pct. 2.5)		Integrarea simplificată (pct. 2.6)	
	kA	%	kA	%	kA	%	kA	%	kA	%
0,12	16,22	100	12,8	78,7	24,2	149	17,8	109,8	17,8	109,8
1	25,5	100	25,4	99,3	41,4	162,3	26,1	102,2	26,15	102,4
3	43,3	100	43,4	100,5	71,8	165,8	43,7	101	43,5	100,5

(I_{tsc}) definite conform art. 4.4 din instrucțiunile PE 103/70 [3], întrucît această mărime sintetizează efectele termice ale curenților de scurtcircuit și este direct utilizată pentru dimensionare, respectiv verificare.

Rezultatele numerice obținute nu pot fi încă larg generalizate, atît datorită plajei largi de situații care pot fi întîlnite în practică, cît și datorită domeniului încă restrîns de situații pentru care se dispune de curba $I_t = f(t)$, calculată precis pe baza unor date fundamentate. Totuși ele permit desprinderea următoarele aspecte :

— Neglijarea în calcul a aportului motoarelor (pct. 2.1) este admisibilă pentru timpi mari (la dimensionarea aparatajului, a conductoarelor LEA sau, dacă protecțiile sînt temporizate, a cablurilor. Nu este admisibilă în cazul cablurilor protejate prin protecții instantanee.

— Nediferențierea aportului motoarelor (pct. 2.2) la aplicarea prevederilor instrucțiunilor PE 103/70 [3] poate avea consecințe nefavorabile economice și eventual consecințe valutare grave. De exemplu, se pot supradimensiona larg secțiunile de cabluri în rețele dezvoltate sau se poate apela în mod nejustificat la importul unor transformatoare de curent.

— Integrarea prin liniarizarea curbei $I_t = f(t)$, conform pct. 2.5, și cea simplificată, conform pct. 2.6, conduc la rezultate practic identice dacă există suficiente temeiuri pentru alegerea punctului-martor (în cazul din exemplul I_g la $t = 0{,}1$ s) cerut de integrarea simplificată.

— La timpi mari, rezultatele sînt foarte apropiate pentru toate metodele care diferențiază aportul motoarelor.

Concluzii

Din examinarea făcută se desprind următoarele concluzii :

1. În rețelele la care motoarele pot avea o pondere importantă în curentul total de scurtcircuit, este necesară prinderea lui în calcule, tratîndu-l însă în mod diferențiat de curenții de scurtcircuit debitați de generatoare. Neglijarea acestui aport poate conduce la subdimensionări în cazul timpilor foarte scurți, iar tratarea nediferențiată a lui poate conduce la supradimensionări importante.

2. Pentru un calcul simplu mai apropiat de realitate se propune metoda pe care am denumit-o „integrare simplificată" (pct. 2.6), în situațiile în care datele de bază prezintă suficiente similitudini cu exemplul numeric prezentat, și metoda pe care am denumit-o „integrare liniarizată" în celelalte cazuri.

3. Ar prezenta interes științific și eventual practic efectuarea unui calcul exact al efectului termic al unor curenți de scurtcircuit cu prinderea directă (nu prin curbe cu caracter universal) a efectului componentei aperiodice. Un asemenea calcul ar permite o etalonare mai precisă a celorlalte metode, cu eventuala restrîngere a „acoperirilor".

Bibliografie

[1] N i t u, V.I. ș.a. *Instalațiile electrice ale centralelor și stațiilor*. Editura tehnică, București, 1972.

[2] P ă t r ă ș e s c u, D. *Probleme specifice ale serviciilor proprii în centralele termoelectrice de mare putere*. În : Energetica 16, nr. 11, 1968.

[3] * * * Ministerul Energiei Electrice. *Instrucțiuni pentru dimensionarea și verificarea instalațiilor electroenergetice la solicitări mecanice și termice în condițiile curenților de scurtcircuit* — PE 103/70. Oficiul de documentare energetică, București, 1973.

(Articol intrat în redacție la 31 octombrie 1974)

Revista „ENERGETICA" — organ al Ministerului Energiei Electrice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din R.S. România. Redacția: București, Bd. Magheru 33, Sectorul 1. Telefon: 154470. Instituțiile pot achita abonamente pentru biblioteci și cabinete tehnice în contul de virament nr. 30.11.8.01.01 BN R.S.R. — Sectorul 4. Tarif pentru întreprinderi: lei 100 anual. Tarif pentru abonamente individuale: lei 30 anual. Prețul unui exemplar: 5 lei. Taxele poștale achitate anticipat, conform aprobării D.G.P.Tc. nr. 137/125/1975

I. P. I. c. 551

E 2039
MW
R
REFERÁLVA

9-10

energetica

VOLUMUL XXIII
BUCUREȘTI
SEPTEMBRIE — OCTOMBRIE 1975

0 6 12 18 24

ENERGETICA

ORGAN AL MINISTERULUI ENERGIEI ELECTRICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

ANUL 23 Nr. 9—10 sept.—oct.

Cuprinsul

pag.

A. Bruckner şi *A. Gheorghe* — **Consideraţii sistemice ale unei scheme de producere a energiei; conceptul aerogenerator — lac de acumulare** 233

M.G. Pop şi *D. Amăriuţei* — **Experimentări privind pornirea după oprirea de simbătă pînă luni (28 ore) a unui grup cu condensaţie de 50 MW, în vederea funcţionării în regim de vîrf** 238

E. Covar — **Cîteva posibilităţi de accelerare a protecţiilor prin relee într-o întreprindere industrială** 244

I. Sabău — **Procedeu rapid de oxidare fotochimică a uleiurilor electroizolante neaditivate** 250

S. Darie şi *A. Man* — **Sinteza reţelelor electrice cu cuplaje mutuale** 254

F. Vatră şi *A. Cristovici* — **Unele probleme ridicate de influenţele electrostatice ale liniilor electrice aeriene de ultraînaltă tensiune** 258

CRONICĂ

A. Gheorghe — **„Energie şi fizică" — A treia Conferinţă generală a Societăţii Europene de Fizică** 270

Revista apare sub îndrumarea Consiliului ştiinţific al Institutului central de cercetări energetice

Considerații sistemice ale unei scheme de producere a energiei; conceptul aerogenerator — lac de acumulare

Dr. **Arthur Bruckner***
dr. ing. **Adrian Gheorghe****

În ultimii ani studiul sistemelor de energie preocupă echipe interdisciplinare de energeticieni, constructori de mașini termice și hidraulice, economiști, analiști de sisteme etc. Știința sistemelor și-a găsit nenumărate aplicații în acest domeniu, dovedindu-se o metodologie utilă în rezolvarea strategiilor de viitor privind dezvoltarea energeticii, a procedeelor adecvate de management și proiectare a sistemelor complexe de producere, transport, distribuție și conservare a energiei.

Articolul de față prezintă o aplicație a teoriei sistemelor în abordarea evaluării tehnologice a aerogeneratoarelor ca o sursă alternativă de producere a energiei.

Obiectivele de studiu ale prezentei investigații sînt :

a) Evaluarea conceptului de utilizare și proiectare a aerogeneratoarelor, care se dovedesc compatibile din punct de vedere fizic pentru a fi integrate în cadrul unui sistem energetic național existent. În acest sens este necesar a se depăși limitările introduse de utilizarea unei surse de energie aleatorii, în scopul utilizărilor practice într-o țară ce posedă o industrie puternică.

b) Prezentarea unui model de sistem total integrat care să includă factorul economic ca un indicator general în cadrul unui model de simulare.

c) Evaluarea limitelor de utilizare a sistemului aerogeneratoarelor pe care proiectantul trebuie să le aibă în considerare în determinarea fezabilității sistemului.

Considerăm că pentru început este necesar de a prezenta aspecte ale cercetării unor astfel de sisteme înainte de a trece la proiectarea propriu-zisă a echipamentelor. Numai în cazul în care se efectuează aprioric un asemenea studiu va deveni rațional a investi fonduri financiare de cercetare, cunoscînd faptul că acestea sînt, în general, limitate. Cercetări, fie ele și de natură teoretică, privind proiectarea și comportamentul echipamentelor, pot fi conduse în același cadru de studiu, pentru a obține în final realizarea obiectivelor tehnice și economice propuse.

* Cercetător la Departamentul de știința sistemelor, The City University, Londra, Profesor la Louisiana State University (S.U.A.).

** Șef de lucrări la Institutul politehnic București, Catedra de organizare și conducere industrială.

Un criteriu final de apreciere a unui sistem de producere a energiei, indiferent de simplitatea sau complexitatea din punct de vedere constructiv a acestuia, este cel dat de costul total al energiei livrate [lei/kWh] la consumator. Aceasta presupune, deci, o acțiune controlabilă în producerea de energie pentru satisfacerea nevoilor imediate ale unui consumator sau unui grup de consumatori. Satisfacerea continuă a consumatorilor a reprezentat o restricție serioasă, care de mult timp împiedică utilizarea pe scară largă a surselor aleatorii de energie.

Schema propusă în cadrul articolului de față utilizează echipamente ale căror aspecte constructive sînt deja cunoscute. Se apreciază că noua ordine în prețul combustibilului este aceea care impune astăzi utilizarea competitivă și economică a surselor aleatorii de energie.

Conceptul de producere a energiei prin aerogeneratoare

Aerogeneratoarele nu reprezintă în sine ceva nou, mașinile eoliene au fost utilizate în tehnologiile de început care au apreciat valoarea acestui „combustibil" gratuit, chiar și aleatoriu, pentru necesități de irigație în agricultură sau în industria morăritului.

S-a dat dovadă de o ingeniozitate deosebită în găsirea de noi soluții pentru creșterea randamentului conversiei, ținîndu-se seama de o gamă largă de viteze posibile ale vîntului. Datorită disponibilității stochastice a sursei eoliene de energie, asemenea mori eoliene nu sînt adecvate pentru o societate cu o industrie dezvoltată, unde producerea de energie este controlată de consumul acesteia.

Așadar este nevoie să se introducă conceptul de „lac-tampon" (lac de stocare a energiei).

Conceptul de lac-tampon reprezintă o schemă programatică cu scopul de a combina componente și echipamente deja existente într-un sistem rațional cu cost minim, dar cu capacitate tehnică pentru producerea de energie controlabilă în scopul de a face față corespunzător variațiilor de putere ale consumatorilor (fig. 1). Această ultimă cerință este esențială dacă comportamentul stochastic al energiei eoliene se poate adapta corespunzător variației independente a necesarului de energie al consumatorilor.

În scopul indicării caracteristicilor echipamentului bazat pe principiile aerodinamicii, cuvîntul „aerogenerator" va fi folosit de-a lungul întregului articol. Bazate pe principiile moderne de proiectare din aerodinamică, aceste echipamente ar putea avea un diametru de aproximativ 40 m și o capacitate de 500 kW în cazul prezenței unui factor optim de densitate eoliană.

Echipamente cu astfel de caracteristici au fost deja construite în anii 1950 în Marea Britanie de „Electrical Research Association" (prototipuri moderne de aerogeneratoare au fost realizate încă din anii 1930). Utilizînd aceste echipamente în amplasamente adecvate, ele s-au dovedit a fi un succes în realizarea criteriului economic esențial [lire/kWh produs], menționat anterior. Cu toate acestea, în acea perioadă cînd combustibilul era relativ

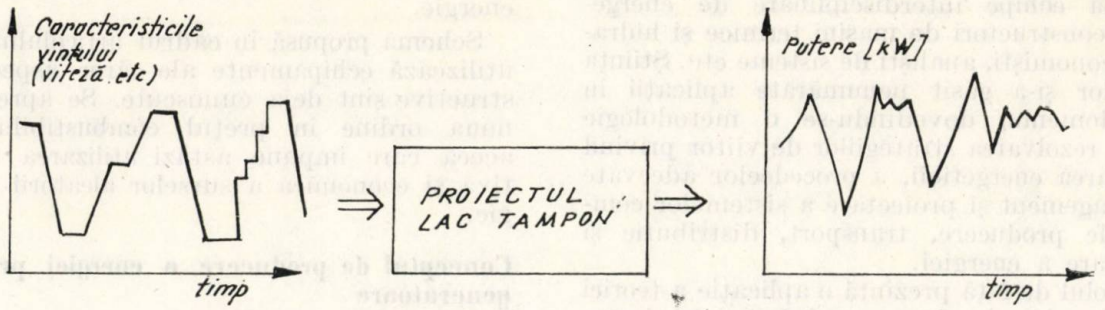


Fig. 1. Interfață lac-tampon — sursă de energie — consumator.

ieftin, sistemele cu utilizare aleatorie a energiei nu s-au justificat din punct de vedere economic.

Astăzi s-au înregistrat succese remarcabile în tehnologia aerospațială. Aceasta include metalurgia propulsiei cu elice de pînă la 6000 CP, elaborarea unei teorii adecvate a proiectării sistemelor aeropropulsate.

În plus noul spectru al prețului combustibilului, cît și limitele de fezabilitate a aerogeneratoarelor cu o sursă alternativă de energie s-au schimbat și ele. Estimări curente arată că un factor eolian de încărcare de aproximativ 25%, raportat la valoarea nivelelor de conversie, ar putea face ca aerogeneratoarele să devină competitive într-o țară ca, spre exemplu, Marea Britanie. Acest lucru include faptul că energia eoliană suplimentară din timpul iernii este echilibrată de ratele de consum mărite ale energiei în acest anotimp.

Secvența generală de amplasare a unui aranjament de tip lac-tampon este prezentată în figura 2.

Energia electrică produsă prin intermediul aerogeneratoarelor (*1*) este folosită de pompele hidraulice (*2*). Acestea reprezintă grupuri de pompe proiectate în scopul de a funcționa cu un randament maxim de transfer al energiei. Aceste pompe de înalt randament transvazează apa din rezervorul inferior (*3*) în rezervorul superior (sau lacul hidroenergetic de acumulare) (*4*), corespunzător disponibilității temporale a energiei eoliene. Astfel, este posibilă și aerarea ecologică a lacurilor, care are utilizări multiple, ca, spre exemplu, producerea de apă potabilă.

La un moment aleatoriu în timp, independent de modul de producere a energiei eoliene, se obține energie electrică prin intermediul generatoarelor hidroelectrice (*5*) ca un „input" adecvat în sistemul energetic național (*6*), în concordanță cu curba de consum a sistemului.

Considerații generale asupra sistemului

Așa cum se poate aprecia din studiul sistemului de mai sus, produsul randamentelor parțiale ale componentelor acestuia (randament mecanic, electric etc.) limitează în mod sever „output"-ul energiei nete a schemei. Acest lucru este adevărat în termeni de eficiență a conversiei aerodinamice, datorită, pe de o parte, mediului fluid, cît și factorului de densitate eoliană. Actualmente sînt două motive superficiale de a nu considera energia eoliană ca o sursă alternativă practică de energie. Motivul cel mai des relevat este acela că costul real al energiei electrice convenționale luat în analiză este nesatisfăcător, datorită puterii instalate a diferitelor echipamente din sistemul energetic (de exemplu costul per kW relativ la investiția în echipament și costul per kW relativ la combustibilul utilizat). Cînd aceste două componente sînt raționalizate în mod corespunzător printr-un cost anual de amortizare, costul anual al combustibilului reprezintă jumătate din costul total anual. Datorită crizei mondiale a energiei, proporția costului combustibilului în costul total anual al energiei electrice atinge valoarea de aproximativ 80% (excluzînd costul cu retribuția salariaților întreprinderii).

Așadar, economiile de cost la combustibil pot chiar mai mult decît compensa pierderile de randament atribuite utilizării aerogeneratoarelor, ținîndu-se însă seama că sînt necesare amplasamente corespunzătoare.

În al doilea rînd, amplasamentele în climatul maritim duc la o stabilizare a factorului de densitate eoliană și prin urmare la acoperirea corespunzătoare a cererilor sezoniere de energie. Multe regiuni muntoase au condiții

oarecum similare ale eșantioanelor de energie eoliană.

Cînd aceste date specifice sînt corelate corespunzător printr-un model de simulare, se pot evalua corespunzător amplasamente indivi-

velor enregetice. În plus, apare necesar de a nu folosi extensiv combustibil nerecuperabil în centralele electrice convenționale de mare putere. De asemenea, multe previziuni ale modelelor mondiale de alocare a resurselor

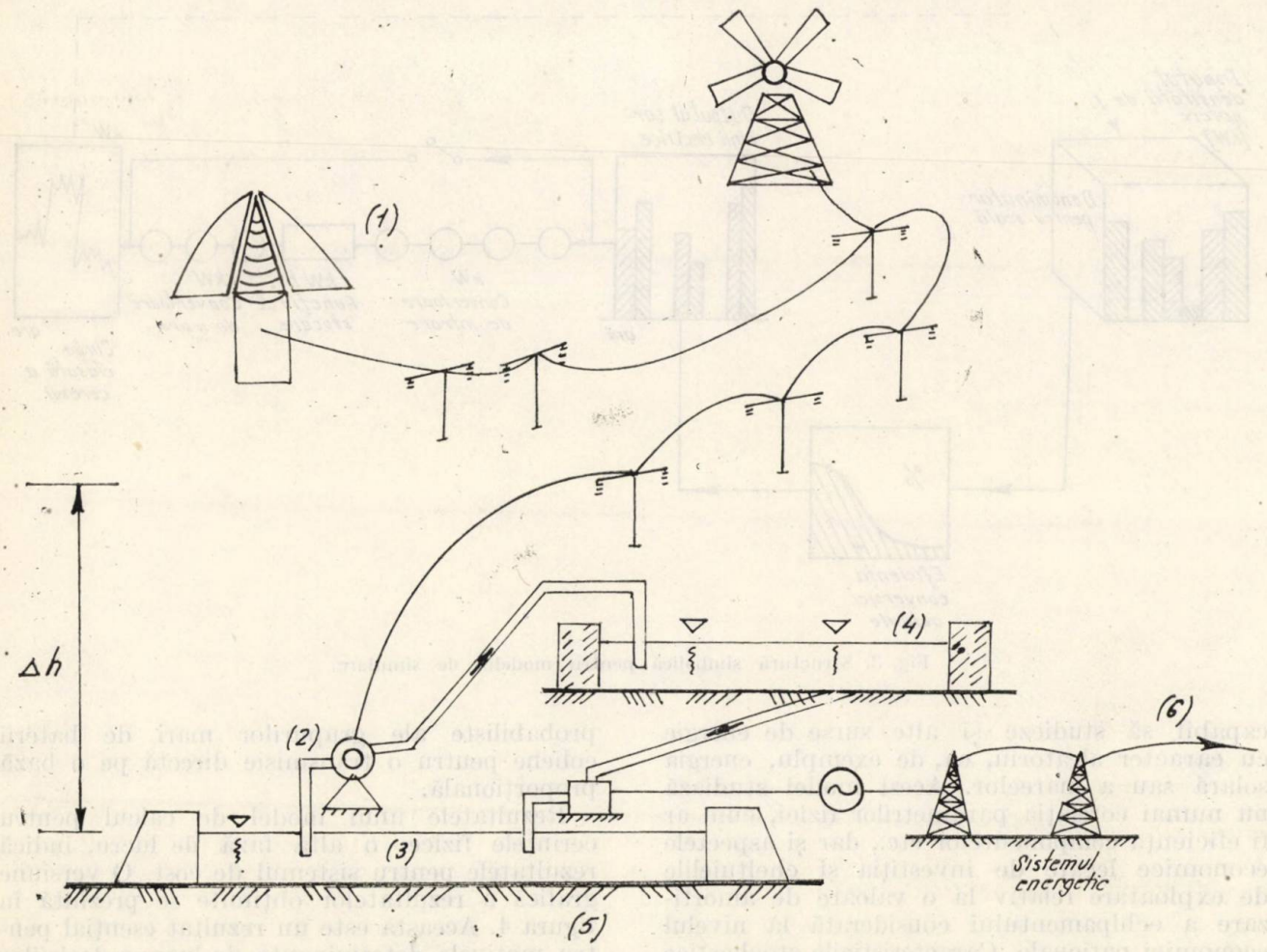


Fig. 2. Schemă principială a sistemului aerogeneratoare — lac de acumulare.

duale pentru aplicații justificate ale folosirii puterii eoliene.

Este evident că, din motive economice privind producția energiei, sute de instalații eoliene nu îndeplinesc criterii esențiale legate de costul per kWh al energiei produse. Studiile întreprinse se bazează pe instalarea de echipamente competitive și nu au luat în considerare utilizarea hidrogenului și a pilelor de combustie ca baze de cost pentru asemenea echipamente. Alte scheme de amploare și de stocare a energiei ar putea include utilizarea de „roți zburătoare" (flywheels) sau galerii subterane pentru păstrarea aerului comprimat.

Astăzi este nevoie de un punct de vedere mai larg, bazat pe cunoștințe ale teoriei sistemelor, atît în termeni de balanță economică cît și prin darea în folosință în termen util a obiectivului indică necesitatea pentru o producție folosind rezervele proprii, astfel că exporturile descresc către fostele țări importatoare de astfel de materii prime, ele dezvoltîndu-și producția lor proprie în această direcție.

Energia electrică produsă prin intermediul aerogeneratoarelor oferă posibilitatea utilizării unui „combustibil local", cît și experiența industriei aeronautice. Investițiile se pot eșalona pe o perioadă mai lungă de timp, în etapele inițiale utilizînd resurse financiare mai mici.

Rezultate ale unui model de simulare

În stadiul inițial de cercetare a fost deja investigat un model de simulare care studiază efectele stocării energiei prin utilizarea sub-

sistemelor descrise anterior. Modelul energiei aleatorii este reprezentat în figura 3. Acesta constituie un model integrat de simulare tehnico-economică de un interes și scop general, utilizînd date empirice. Prin urmare, el este nepractic din punctul de vedere al obiectivelor de control impuse de consumator. Bunăoară, odată cu creșterea numărului de baterii eoliene, situația se poate schimba? Se pot considera, de asemenea, pentru studiu în viitor, efectele

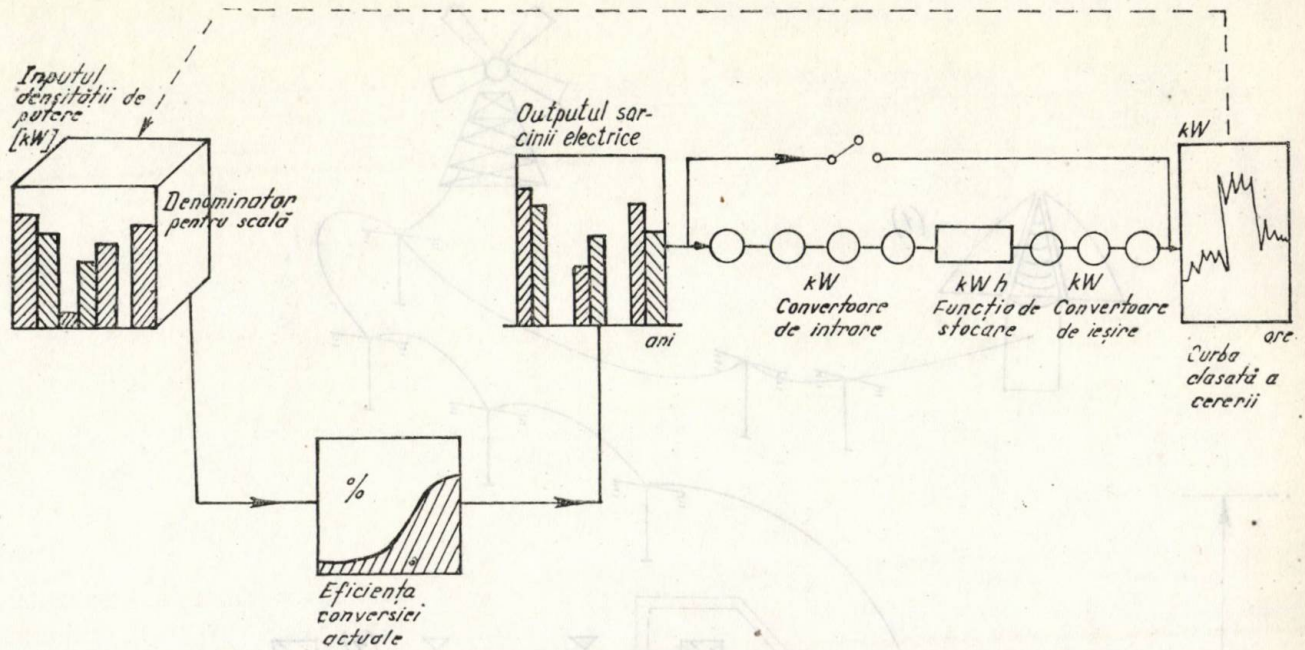


Fig. 3. Structură simbolică pentru modelul de simulare.

capabil să studieze și alte surse de energie cu caracter aleatoriu, ca, de exemplu, energia solară sau a mareelor. Acest model studiază nu numai corelația parametrilor fizici, cum ar fi eficiența componentelor etc., dar și aspectele economice legate de investiția și cheltuielile de exploatare relativ la o valoare de amortizare a echipamentului considerată la nivelul economiei naționale. Caracteristicile stochastice ale energiei eoliene sînt considerate pe o perioadă de un an, în scopul de a determina corect cheltuielile de amortizare cu echipamentele, „output"-ul final prezentat reprezentînd costul pe unitate de energie electrică produsă în comparație cu costurile convenționale.

De mare importanță este faptul că astăzi se analizează comportamentul sistemului total în funcționare. Așadar, utilizînd această abordare, atît cerințele de limitare a costului cît și cele relative la proiectare se definesc aprioric investiției de proiectare a unui aerogenerator. Aceasta este valoarea deosebită a cercetării în această etapă, înainte de a se trece la proiectarea propriu-zisă a echipamentului. În figura 3 se indică faptul că modelul asigură transmisia directă a energiei produse de aerogeneratoare către sistemul energetic național. Acest lucru se datorește faptului că periodicitatea oscilațiilor energiei eoliene ar putea cauza perturbații sistemului, în acest caz devenind probabiliste ale grupurilor mari de baterii eoliene pentru o transmisie directă pe o bază proporțională.

Rezultatele unui model de calcul pentru cerințele fizice, o altă fază de lucru, indică rezultatele pentru sistemul de cost. O versiune grafică a rezultatelor obținute se prezintă în figura 4. Aceasta este un rezultat esențial pentru motivele determinante de luare a deciziilor în legătură cu investiții la nivel național.

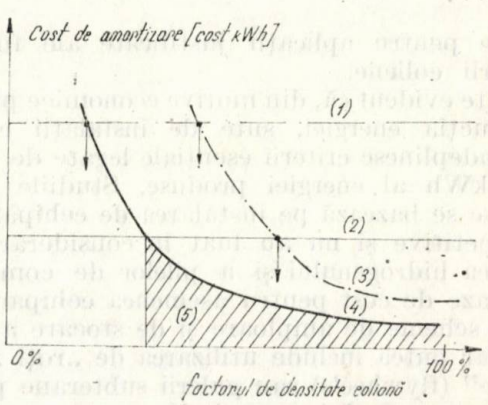


Fig. 4. Evaluarea tehnico-economică a schemei lac-tampon — aerogeneratoare:

1 — costuri ridicate pentru energia electrică; 2 — costul unitar al energiei electrice produse din surse energetice competitive; 3 — curba costului pentru un proiect de aerogenerator; 4 — curba costului pentru un proiect inițial al aerogeneratorului; 5 — zona de fezabilitate economică.

Figura 5 se poate folosi pentru evaluarea unor anumite regimuri și localizări ale rezervoarelor pentru acumulare. Se indică faptul că un lac de acumulare trebuie să fie suportat de un număr corespunzător de aerogeneratoare pentru via-

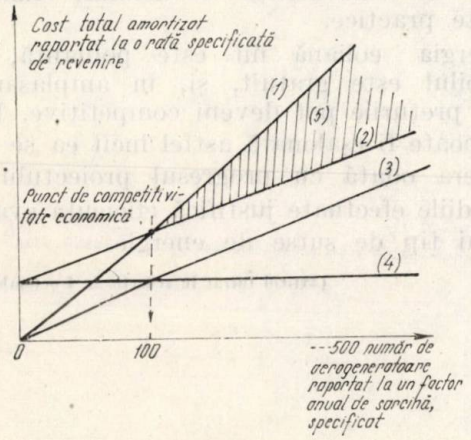


Fig. 5. Analiza scalei operaționale a unui tip de proiect de aerogenerator:

1 — venitul obținut din surse energetice competitive pentru cantități echivalente de energie; 2 — costul total al sistemului; 3 — costul aerogeneratorului; 4 — costul stocării hidroelectrice; 5 — regiunea de fezabilitate economică.

bilitate economică, chiar luîndu-se în considerare o perioadă de depreciere îndelungată pentru barajul de acumulare.

Aspecte economice ale proiectării sistemului

Utilizînd facilități de stocare prin pompare deja existente sau baraje și amenajări hidroelectrice, costul total al unei scheme de aerogeneratoare și lac-tampon se poate reduce. Un rezervor hidraulic reține energia potențială prin intermediul structurii ei monolitice. Bunăoară, nu apare nici o diferență dacă această componentă importantă a sistemului este utilizată într-o combinație a energiei hidroelectrice din rîuri, stocare-acumulare convențională și ca lacuri-tampon. Acest lucru este în special interesant în țările unde precipitațiile atmosferice sînt sezoniere, în acest caz fiind necesar un lac de acumulare cu nivel scăzut.

O schemă de lac-tampon necesită pompe și generatoare hidroelectrice, în comparație cu o combinație de pompă-generator, utilizată în unele aplicații ale centralelor de pompare-acumulare convenționale.

În cazul în care există condiții ideale de vînt și amplasare a lacului de acumulare, prin examinarea figurii 6 se pot observa avantajele complete atunci cînd este necesară o putere suplimentară. Costul variabil al combustibilului lichid poate fi utilizat în indicarea direcțiilor practice pentru evaluarea pe termen lung.

Cercetările sistemice pot fi utilizate direct și să ajute în mod util proiectarea sistemului din punct de vedere aerodinamic. Indicațiile generale existente în urma acestor studii pot fi utilizate pentru producerea de cantități însemnate de energie într-un viitor apropiat. Astăzi necesarul de energie este în continuă creștere; proiectarea corespunzătoare a unor astfel de sisteme va conduce în curînd la trecerea lor în fabricație. Valoarea combustibilului utilizat fiind gratuită, costul scăzut al generatoarelor cu o eficiență rezonabilă poate conduce la costuri competitive. Beneficiile marginale aduse de procedee sofisticate de proiectare (precum și costuri de producție) ar putea să nu justifice un cîștig neînsemnat în eficiența sistemului.

Tipurile de proiectare de genul „non-elice" ar putea, de asemenea, fi utilizate; în general, ele sînt relativ nelimitate de restricții de rezistență aerodinamică. În acest caz capacitatea mărită a puterii produse ar putea duce la o mărire a gradului de folosire a amplasamentelor celor mai eficiente. Aspectele pragmatice descrise anterior trebuie să fie luate în considerare cu precădere.

În etapele de proiectare a sistemului, modelul poate fi utilizat pentru a asista pe pro-

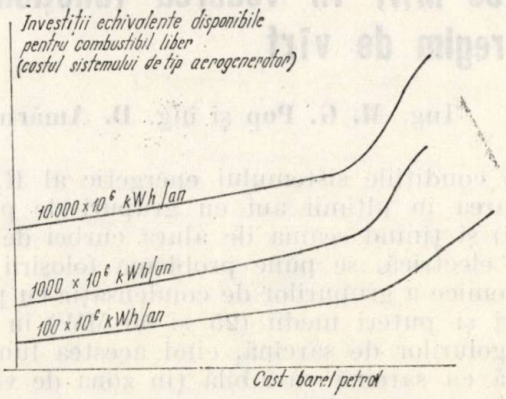


Fig. 6. Costul mediu per barel petrol plus costul anual de amortizare al unei centrale convenționale echivalente pentru nivelele date ale sursei anuale de energie.

iectant în evaluarea cantitativă a propunerilor teoretice. Astfel, evaluarea tehnologică este de cost minim, fără a fi nevoie de construcții-prototip deosebit de scumpe.

Concluzii

În S.U.A., spre exemplu, ca urmare a unui contract de cercetare finanțat de Fundația Națională de Știință, se cheltuiește suma de 1 milion dolari în domeniul găsirii de surse competitive de energie potențială. Cercetări în Marea Britanie în domeniul aerogeneratoarelor și al teoriei dinamice a comportării acestora

în amplasamente corespunzătoare sînt deja avansate. Se crede că aceste cercetări se vor extinde prin folosirea avantajului capacităților potențiale oferite de industria aerospațială.

În România studii anterioare asupra utilizării aerogeneratoarelor indică fezabilitatea folosirii energiei eoliene în regiuni ca Moldova și Bărăgan. Modelarea pentru evaluarea tehnologică poate, evident, ajuta limitele energetice și economice ale aplicării aerogeneratoarelor.

Studii aplicate privind amplasarea economică a centralelor hidroelectrice ar putea fi necesare ca suport pentru un sistem lac-tampon cu aerogeneratoare.

Într-o perioadă de restricții energetice, noile surse cît și noile tehnologii de energie nu trebuie să fie desconsiderate.

O societate puternic industrializată are nevoie de energie pentru acoperirea necesităților industriale și de consum la prețuri de cost accesibile și în același timp ușor disponibile. Cercetarea în problemele aerogeneratoarelor este necesar să țină seama de aspecte sistemice legate de considerații economice, fizice și aspecte practice.

Energia eoliană nu este poluantă, combustibilul este gratuit, și, în amplasamente bune, prețurile pot deveni competitive. Investiția poate fi eșalonată astfel încît ea se poate recupera odată cu progresul proiectului.

Studiile efectuate justifică eficiența evaluării acestui tip de surse de energie.

(Articol intrat în redacție la 4 octombrie 1975)

Experimentări privind pornirea după oprirea de sîmbătă pînă luni (28 ore) a unui grup cu condensație de 50 MW, în vederea funcționării în regim de vîrf

Ing. **M. G. Pop** și ing. **D. Amăriuței** *

În condițiile sistemului energetic al R.S.R. (dotarea în ultimii ani cu grupuri de puteri mari) și ținînd seama de alura curbei de sarcină electrică, se pune problema folosirii mai economice a grupurilor de condensație cu parametri și puteri medii (25 și 50 MW) în timpul golurilor de sarcină, cînd acestea funcționează cu sarcină variabilă (în zona de vîrf a curbei de sarcină).

S-a demonstrat [1] că modul optim de preluare a variațiilor mari de sarcină cu astfel de grupuri constă în oprirea lor în gol de sarcină și repornirea cît mai rapidă. Regimul optim de funcționare în perioada golurilor de sarcină se alege pe baza unor calcule de economie de căldură necesitînd :

— experimentări complexe la minim tehnic [2];

— experimentări de porniri normale, porniri accelerate cu parametri alunecători [3], [4].

În revista „Energetica" nr. 10/1971 s-a prezentat soluția pornirii în timp minim a blocului PK 10-P-VK-50 după opriri de 6-6,5 ore.

Pentru a putea realiza regimul de pornire accelerată cu parametri alunecători se impune :

— analiza stării termice a blocului înaintea pornirii ;

— determinarea eforturilor la care sînt supuse în timpul pornirii principalele elemente ale grupului (tambur, colectorul supraîncălzitorului, conducta de abur viu, carcasa turbinei) ;

— calculul timpului minim de pornire ;

— realizarea unor modificări constructive ;

— elaborarea unui nou mod de pornire care să nu solicite principalele agregate ale grupului, să fie economic și să se încadreze în funcționarea în regim de vîrf.

Articolul de față tratează rezultatele experimentărilor privind pornirea de la cald după oprirea de sîmbătă pînă luni (28 ore) a grupului VK-50 (90 ata, 500°C, 50 MW) PK-10 P/230 t/h, 100 ata, 510°C de la Centrala termoelectrică Paroșeni.

Blocului i s-au adus următoarele modificări :

— îmbunătățirea circulației apei în spațiul salin al tamburului principal al cazanului ;

— mărirea drenajelor de pe conducta principală de abur viu înaintea admisiei aburului în turbină ;

— îngroșarea izolației cilindrului turbinei în partea inferioară ;

— plantarea unor puncte de măsură suplimentare.

1. Experimentări preliminare

Încărcarea accelerată a blocului se poate realiza cunoscînd starea termică a blocului înaintea pornirii, cît și posibilitățile maxime ale grupului în ce privește ritmul de creștere a presiunii și a temperaturii aburului supra-

* Mihai G. Pop este cercetător științific la ICEMENERG ; Dumitru Amăriuței este inginer la ICEMENERG.

încălzit, ritmul admisibil de creștere a turației și, respectiv, a sarcinii turbinei.

În cursul anului 1970—1971 s-au efectuat încercări de pornire după opririle de 24 și 28 ore.

Experimentările s-au efectuat după instrucțiunile de pornire ale firmei constructoare; deci cazanul și turbina au fost pornite separat. Turbina a pornit cu abur viu din bara colectoare, iar cazanul a fost legat la bara de abur în momentul atingerii parametrilor nominali.

S-a constatat experimental că, atît după oprirea de 24 ore cît și după cea de 28 ore, starea termică a blocului este aproximativ aceeași:

— presiunea aburului în sistemul fierbător al cazanului 2—5 kgf/cm²

— temperatura metalului tamburului principal al cazanului în medie 130°C

— temperatura medie a metalului supraîncălzitorului principal 150°C

— temperatura metalului conductei de abur viu 170°C;

— temperatura carcasei turbinei în zona treptei de reglare 220—250°C

Evaluarea posibilităților maxime ale grupului se face prin calcule după metodele prezentate în [2] pentru cazan și [3] pentru conducta de abur viu și turbină.

În timpul experimentărilor preliminare s-a urmărit măsurarea tuturor parametrilor necesari în cursul unei porniri la blocul cazan-turbină.

La pornirea după 24 ore cazanul a funcționat la început cu un singur arzător de pe rîndul de jos; ca urmare, creșterea de temperatură a apei saturate și în special a aburului produs a fost lentă la început și bruscă după aprinderea unui al doilea arzător de pe rîndul de jos.

Valoarea maximă a creșterilor de temperatură a fost de 2°C/min la tambur și 6°C/min la supraîncălzitor, însă diferența maximă de temperatură la tambur Δt_t nu a depășit 45°C (fig. 1, 2, 3).

Creșterea de presiune s-a produs relativ mai repede în prima perioadă. O astfel de variație a parametrilor nu este avantajoasă unei porniri bloc rapide, deoarece potrivirea între temperatura diverselor părți ale blocului ar necesita un timp îndelungat.

În timpul încercărilor de pornire după oprirea de 28 ore s-a urmărit realizarea unei evoluții a parametrilor aburului care să corespundă unei porniri bloc rapide. Aceasta necesită o creștere relativ lentă a presiunii la începutul pornirii (fig. 4 și 5).

S-au obținut creșteri de temperatură ale aburului supraîncălzit continuu cu viteza de 6°/min, creșterea temperaturii metalului tam-

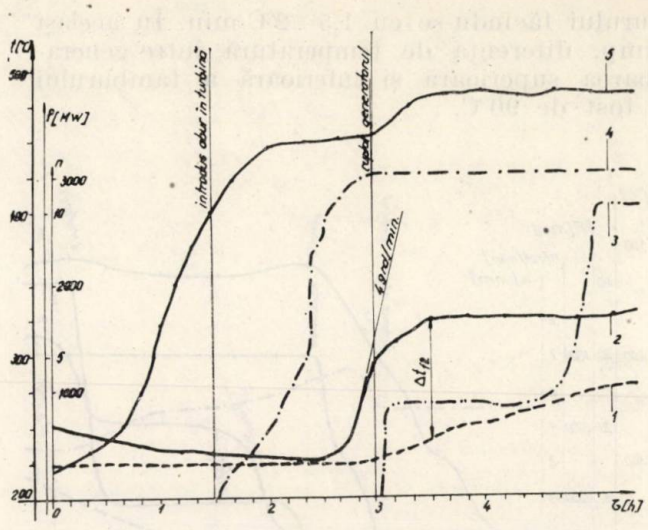


Fig. 1. Comportarea turbinei în cursul pornirii experimentale după 24 ore oprire:

1 — temperatura la exteriorul zonei RC; 2 — temperatura carcasei la interiorul camerei RC; 3 — sarcina; 4 — turația; 5 — temperatura aburului viu.

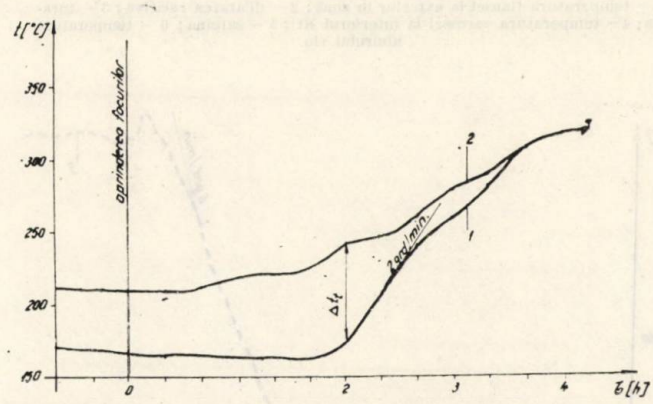


Fig. 2. Comportarea tamburului în cursul pornirii experimentale după 24 ore oprire:

1 — temperatura metalului spațiu salin jos; 2 — temperatura metalului spațiu salin sus.

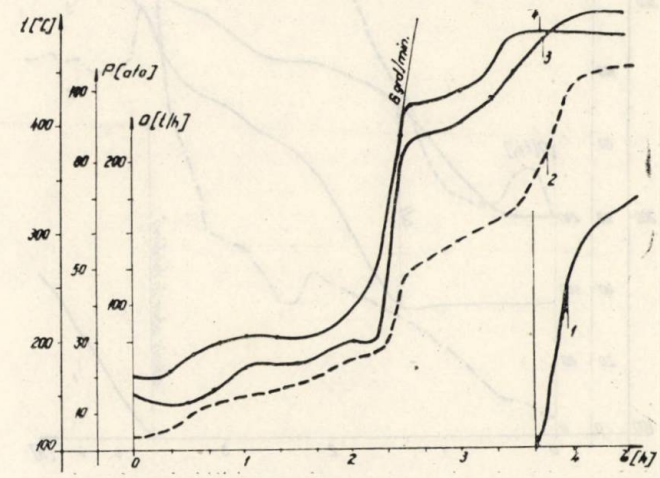


Fig. 3. Comportarea supraîncălzitorului în cursul pornirii experimentale după 24 ore oprire:

1 — debitul; 2 — presiunea; 3 — temperatura aburului supraîncălzit; 4 — temperatura medie a metalului.

burului făcîndu-se cu 1,5—2°C/min. În același timp, diferența de temperatură între generatoarea superioară și inferioară a tamburului a fost de 90°C.

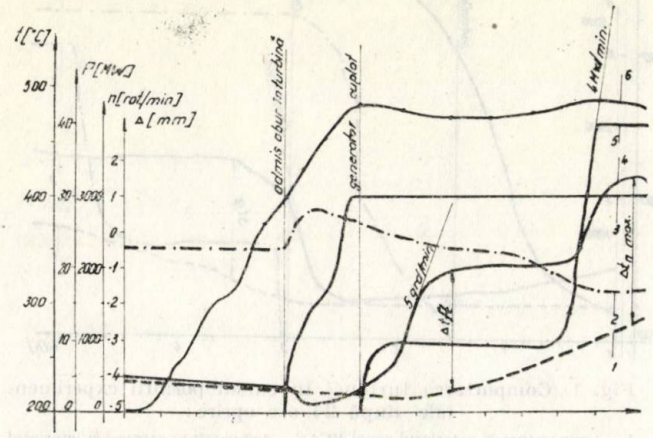


Fig. 4. Comportarea turbinei în cursul pornirii după 28 ore oprire:

1 — temperatura flanșei la exterior în zonă; 2 — dilatarea relativă; 3 — turația; 4 — temperatura carcasei la interiorul RC; 5 — sarcina; 6 — temperatura aburului viu.

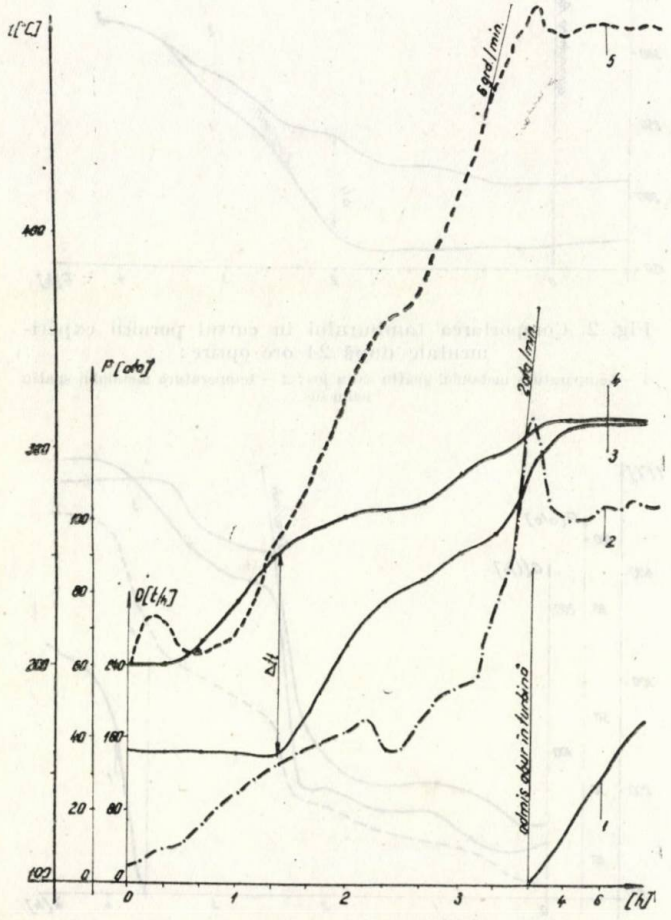


Fig. 5. Comportarea cazanului PK-10-P în timpul pornirii experimentale după 28 ore oprire:

1 — debitul; 2 — presiunea în tambur; 3 — temperatura metalului tambur jos; 4 — temperatura metalului tambur sus; 5 — temperatura aburului supraîncălzit.

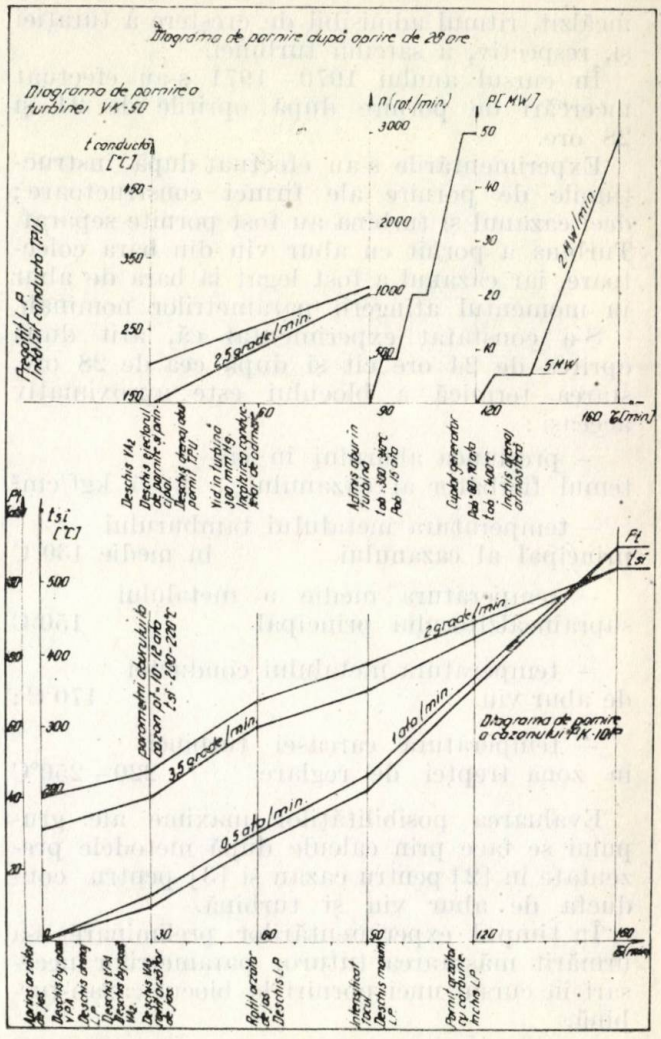


Fig. 6. Diagrama de pornire după oprirea de 28 ore.

La pornirea turbinei s-a observat că la timp mare de creștere a turației, de la 0—3000 rot/min (1,5 h) răcirea metalului în zona roții de reglare este nesemnificativă (fig. 4). Turația pentru care a început încălzirea metalului la fața lui interioară a fost cuprinsă între 500 și 800 rot/min. Prin analogie cu situația întîlnită la pornirile după opriri de 6—6,5 ore, se va numi turație stabilizată (turația de 500 rot/min). Astfel, cu toate că pornirile turbinei după 6,5 ore și după 24 și 28 ore sînt considerate de la cald, deosebirile mari între stările termice inițiale determină apariția stării stabilizate într-un caz la 12—15 MW și, respectiv, la 500—800 rot/min. Astfel se explică de ce se mărește timpul de pornire în cazul pornirilor după opriri de 28 ore față de cele după opriri de 6—6,5 ore, ținînd seama de faptul că starea stabilizată trebuie atinsă teoretic instantaneu.

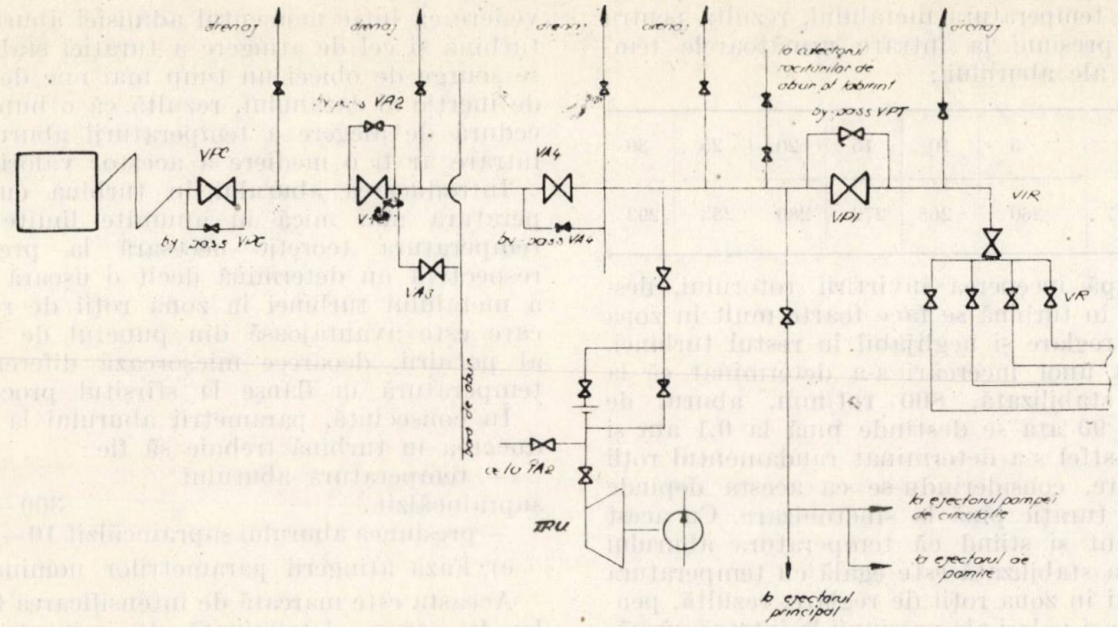


Fig. 7. Schema simplificată a legăturii pe partea de abur dintre cazanul PK-10 și turbina VK-50.

2. Fazele procesului de pornire de la cald și mărimile de control

Folosirea întregii cantități de căldură înmagazinată de către bloc înaintea pornirii de la cald este principala condiție tehnică și de economicitate a pornirii oricărui bloc. Pe baza acestui principiu trebuie făcută corelarea manevrelor de pornire a cazanului și turbinei. Experimentările preliminare au conturat trei faze (momente) în cazul pornirii bloc rapide după opriri de 28 ore :

a) Faza potrivirii parametrilor aburului viu pentru admisia în conducta principală de abur.

Momentul introducerii aburului în conducta de abur viu este determinat de temperatura metalului conductei ($t_{abur} = (25-30°C) + t_{conductă}$).

În acest moment parametrii de control sînt (fig. 9) :

— temperatura aburului supraîncălzit : 225—230°C ;

— presiunea aburului în tambur : 5 ata (fig. 8).

b) Faza creșterii lente de presiune pînă la atingerea turației stabilizate a turbinei (fig. 8).

Momentul introducerii aburului în turbină este determinat de temperatura metalului turbinei în zona roții de reglare după 28 ore. Temperatura aburului la intrarea în turbină în acest moment trebuie să fie determinată astfel încît (după laminarea în ventilul turbinei și destinderea în roata de reglare) să fie mai mare sau cel puțin egală cu temperatura metalului în acel loc.

Pentru determinarea temperaturii aburului la intrarea în turbină, pentru diverse valori ale presiunii la intrare, astfel ca temperatura aburului în camera roții de reglare să fie egală

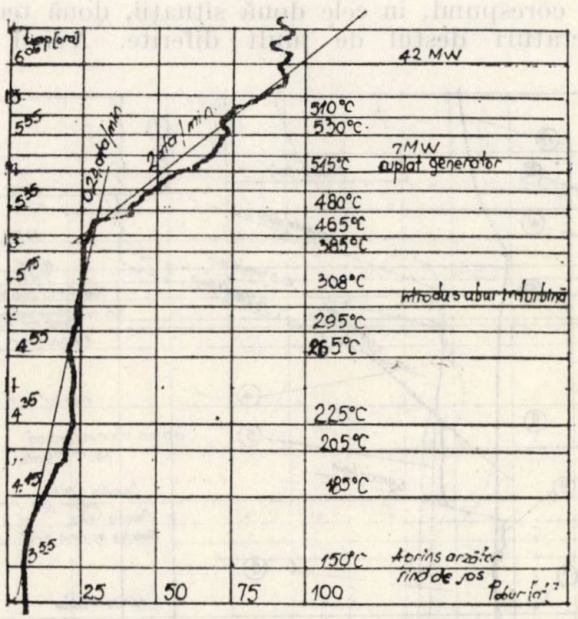


Fig. 8. Evoluția presiunii aburului în tamburul principal al cazanului PK-10 în cursul pornirii rapide după 28 ore oprire.

cu temperatura metalului după 28 ore oprire, se face următorul raționament :

— În primul moment, procesul de destindere în turbină este o izoentalpie. Presupunînd că temperatura aburului în camera roții este

egală cu temperatura metalului, rezultă pentru diverse presiuni la intrare următoarele temperaturi ale aburului :

P_0, ata	5	10	15	20	25	30
t_0, necesar °C	260	265	272	280	283	293

— După începerea învîrtirii rotorului, destinderea în turbină se face foarte mult în zona roții de reglare și neglijabil în restul turbinei. În urma unor încercări s-a determinat că la turația stabilizată, 800 rot/min, aburul de 500°C și 90 ata se destinde pînă la 0,1 ata și 250°C. Astfel s-a determinat randamentul roții de reglare, considerîndu-se ca acesta depinde mult de turație pînă la sincronizare. Cu acest randament și știind că temperatura aburului la turația stabilizată este egală cu temperatura metalului în zona roții de reglare, rezultă, pentru aceleași valori ale presiunii la intrare, următoarele temperaturi :

P_0, ata	5	10	15	20	25	30
t_0, °C	351	385	402	415	425	435

Se observă că acelorași presiuni ale aburului le corespund, în cele două situații, două temperaturi destul de mult diferite. Avînd în vedere că între momentul admisiei aburului în turbină și cel de atingere a turației stabilizate se scurge de obicei un timp mai mic decît cel de inerție al cazanului, rezultă că o bună procedură de alegere a temperaturii aburului la intrare ar fi o mediere a acestor valori.

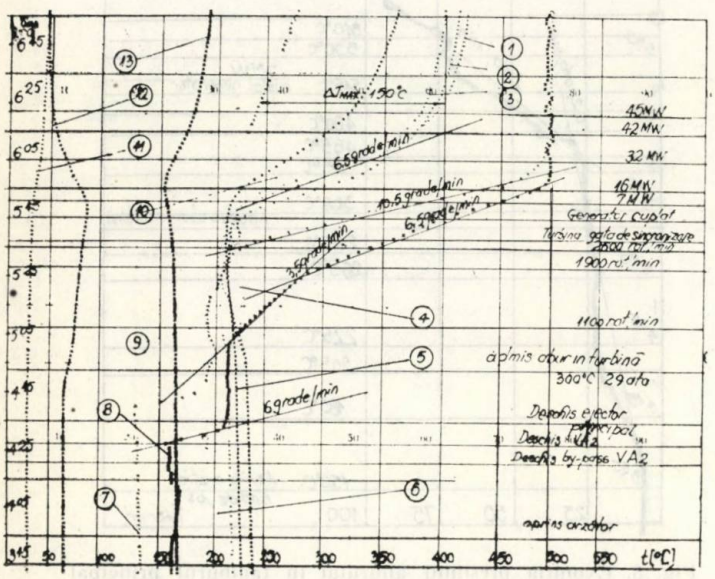


Fig. 9:

1 — temperatura la suprafața exterioară a metalului cilindrului turbinei în planul roții Curtis; 2 — temperatura la suprafața interioară a metalului cilindrului turbinei în planul roții Curtis; 3 — temperatura la suprafața exterioară a metalului — jos în stînga roții Curtis; 4 — temperatura metalului la suprafața exterioară a flanșei (sus); 5 — temperatura cilindrului turbinei — stînga; 6 — temperatura metalului la exterior în planul roții Curtis — jos; 7 — temperatura metalului conductei de abur viu; 8 — temperatura metalului ventilului de abur viu; 10 — temperatura metalului flanșei interior — sus; 11 — temperatura metalului — mijloc corp turbină — jos; 12 — temperatura metalului evacuare — jos; 13 — temperatura metalului — mijloc corp turbină — sus.

Introducerea aburului în turbină cu temperatura mai mică în anumite limite decît temperatura teoretic necesară la presiunea respectivă nu determină decît o ușoară răcire a metalului turbinei în zona roții de reglare, care este avantajoasă din punctul de vedere al pornirii, deoarece micșorează diferența de temperatură în flanșe la sfîrșitul procesului.

În consecință, parametrii aburului la introducerea în turbină trebuie să fie :

— temperatura aburului supraîncălzit 300—380°C

— presiunea aburului supraîncălzit 10—15 ata

c) Faza atingerii parametrilor nominali.

Aceasta este marcată de intensificarea focurilor la cazan, determinată de iminența atingerii turației de 3000 rot/min la turbină. Din acest moment, necesarul de abur debitat de cazan crește puternic (corespunzător unei creșteri a sarcinii de 1,5—2 MW/min), la fel presiunea și temperatura aburului viu, făcîndu-se astfel posibilă încărcarea cu parametri alunecători.

Parametrii estimați ai aburului sînt :

— temperatura aburului supraîncălzit 350 — 400°C

— presiunea aburului supraîncălzit 15—20 ata

Determinarea cu exactitate a acestor parametri se face în cursul pornirilor bloc experimentale. Pentru că momentul întețirii focurilor la cazan este determinat de atingerea turației de 3000 rot/min la turbină, intervalul între cele două momente caracteristice este funcție de viteza de creștere a turației turbinei. S-au făcut determinări experimentale ale acestui interval de timp în funcție de temperatura metalului carcasei în zona roții Curtis. S-a constatat că timpul creșterii turației este de 25 min cînd temperatura metalului în zona roții de reglare este 190°C și 20 min cînd t_{RC} = = 230°C. Astfel s-a putut situa momentul întețirii focurilor cu aproximativ 20—30 min din momentul introducerii aburului în turbină. În această fază nu trebuie depășită dilatarea relativă de +2 mm și diferența de temperatură la flanșe de 130°C (fig. 9).

3. Experimentări finale

În urma experimentărilor finale s-a dovedit că diagrama de pornire propusă (fig. 6) este valabilă în realizarea unor astfel de porniri, cu următoarele observații :

— În menținerea parametrilor aburului la sfîrșitul procesului de pornire între valorile

admisibile, o importanță deosebită o are momentul intensificării focurilor, stabilit anterior la minutul 90. Prin intensificarea focului la un moment anterior s-a obținut o devansare a momentului atingerii temperaturii nominale a aburului cu o oră și a presiunii nominale cu aproximativ 30 min (fără însă a depăși, conform calculului, valorile admisibile ale eforturilor termice atît în metalul țevilor supraîncălzitorului, tamburului cît și al conductei de abur viu și turbinei) (fig. 9, 10, 11).

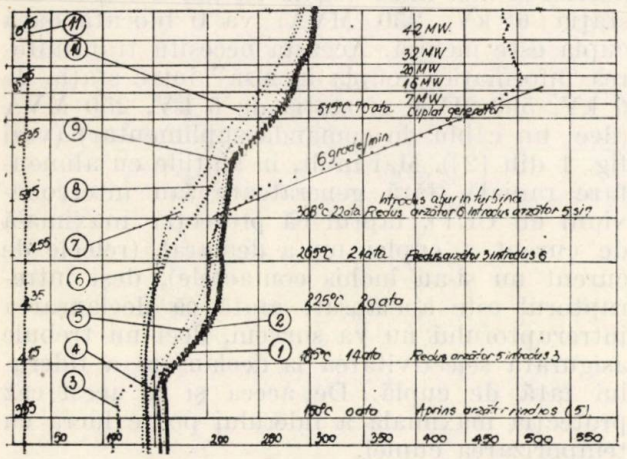


Fig. 10. Comportarea metalului tamburului principal și a colectorului supraîncălzitorului cazanului PK-10 P în cursul pornirilor rapide după 28 ore oprire.

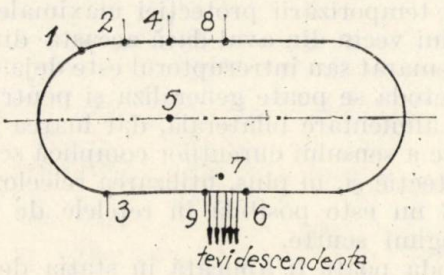


Fig. 11. Amplasarea punctelor de măsură la tamburul cazanului PK-10—P.

— Cu toate că admisia aburului în turbină și momentul creșterii sarcinii au fost devansate cu 30 min, respectiv 5 min, s-a putut menține temperatura aburului supraîncălzit între limite admisibile (menținerea s-a făcut printr-o încărcare accelerată a turbinei pînă la 20 MW) (fig. 6).

— Rotirea arzătoarelor trebuie să se facă pînă la momentul intensificării focului numai între arzătoarele din rîndul de jos (preferînd în cazul dat arzătoarele 5 și 7).

Concluzii

— Experimentările au demonstrat că blocul PK—10 P—VK—50 funcționează cu rezerve de efort apreciabile (în raport cu limitele admisibile) în regim de pornire bloc rapidă după opriri de 28 ore.

— Cu modificările constructive necesare, timpul de pornire a blocului se reduce de la minimum 214 minute la 160 minute.

Bibliografie

[1] Pop, M. G., Tardoș, G. și Badea, A. *Stabilirea modului economic de funcționare a grupurilor de condensație de putere medie în timpul golurilor de sarcină.* În: Energetica nr. 7, 1971.

[2] Popa, T. *Considerații cu privire la funcționarea grupurilor turboenergetice cu presiuni alunecătoare.* În: Energetica nr. 2, 1971.

[3] Popa, T. *Contribuții la studiul funcționării blocurilor energetice cu parametri alunecători.* Teză de doctorat, Institutul politehnic București, 1971.

[4] * * * *Stabilirea relațiilor de calcul al solicitărilor în pereții tamburului cazanului PK-10 P și carcasei turbinei VK-50 la CTE Paroșeni.* Lucrare ICEMENERG, iunie 1970.

[5] Georghiu, Șt., Pop, M. și Tardoș, G. *Viteze admisibile de încălzire la cazanele cu circulație naturală.* În: Energetica nr. 12, 1971.

[6] Ulrich, E. *Die Berechnung und graphische Ermittlung der zulässigen Aufheiz und Abkühl Geschwindigkeiten von Hohlzylindern unter Innendruck bei quasistationären Temperaturfeld in der Wand.* În: BWK nr. 18, ian. 1966.

(Articol intrat în redacție la 17 august 1974)

Cîteva posibilități de accelerare a protecțiilor prin relee într-o întreprindere industrială*)

Ing. E. Covar **

În ultimii ani, în multe întreprinderi industriale au fost luate măsuri de menținere în funcțiune a procesului tehnologic la goluri de tensiune care au o durată τ mai mică decît durata τ_{adm} maximă admisă de procesul tehnologic. Creșterea duratei τ_{adm} impune modificări ale instalațiilor tehnologice și este costisitoare. Mai avantajoasă, tehnic și economic, este reducerea duratei golurilor de tensiune prin accelerarea protecțiilor prin relee și a automaticii de sistem. În articolul de față sînt redate cîteva posibilități de accelerare a protecțiilor prin relee într-o întreprindere industrială.

1. Accelerarea protecțiilor maximale de curent temporizate

În [2] a fost analizată posibilitatea reducerii treptei de timp de selectivitate Δt.

În cele ce urmează se vor analiza posibilitățile de reducere a numărului de trepte de timp de selectivitate. Aceasta depinde esențial de schema electrică de distribuție și trebuie avută în vedere la proiectarea sistemului intern de alimentare cu energie electrică. Pentru aceasta se va evita alimentarea în cascadă a stațiilor electrice, deoarece fiecare stație contribuie cu două trepte de timp (o cuplă și o alimentare) la creșterea tuturor temporizărilor în amonte. De asemenea este de observat că racordarea generatoarelor la bare contribuie cu o treaptă de timp la creșterea temporizărilor protecțiilor cuplei, fiderului de alimentare normală din stația respectivă, precum și ale protecțiilor tuturor elementelor din amonte (spre transformatorul de 110/6,3 kV) [2].

Totuși, chiar pentru un sistem intern de alimentare cu energie electrică determinat (existent), valorile temporizărilor protecțiilor maximale, *necesare* pentru asigurarea selectivității, diferă în funcție de schema electrică de distribuție momentană (schema operativă). Astfel, protecția maximală a fiderului stației de 6 kV, 250 MVA (fig. 1 din [2]) este temporizată cu o treaptă Δt mai mult decît protecția maximală a cuplei, iar aceasta, la rîndul ei, cu o treaptă Δt mai mult decît cea a plecărilor 6 kV, pentru a se asigura selectivitatea de declanșare la scurtcircuit în cazul alimentării prin cuplă (pe sursa de rezervă) a unei secții de bare. Aceasta implică o diferență de două trepte Δt între temporizarea protecției maximale a fiderului și cele ale plecărilor 6 kV. Această diferență ($2\ \Delta t$) nu mai este necesară în regim normal de funcționare cînd cupla este deschisă, ci este suficientă o treaptă Δt. Pentru aceasta, protecția maximală a fiderului trebuie să aibă două temporizări (două relee de timp) distanțate la o treaptă Δt. Temporizarea mai mică (egală cu cea a cuplei din stația 6 kV, 250 MVA) va fi blocată dacă cupla este închisă. Aceasta necesită transmiterea informației „cupla închisă" între stația de 6 kV, 500 MVA și stația de 6 kV, 250 MVA (deci un cablu de comandă suplimentar) (vezi fig. 1 din [2]). Mai mult, în stațiile cu alimentare radială (fără generatoare sau interconexiuni cu CET), faptul că protecția maximală de curent a cuplei nu a demarat (releele de curent nu și-au închis contactele), deși întreruptorul este anclanșat, arată că declanșarea întreruptorului nu va surveni, deci nu trebuie asigurată selectivitatea la declanșare a fiderului față de cuplă. De aceea și în acest caz protecția maximală a fiderului poate lucra cu temporizarea cuplei.

Generalizînd ideea de mai sus, în schemele electrice de distribuție cu alimentare radială temporizarea protecției maximale a unui element de schemă poate fi coborîtă automat la nivelul temporizării protecției maximale a elementului vecin din aval dacă aceasta din urmă nu a demarat sau întreruptorul este deja declanșat. Metoda se poate generaliza și pentru scheme cu alimentare bilaterală, dar luarea în considerare a sensului curenților complică schemele de protecție și, în plus, utilizarea releelor direcționale nu este posibilă în rețelele de cabluri cu lungimi scurte.

Metoda poate fi aplicată în stația de 6 kV, 500 MVA (fig. 1 din [2]) astfel:

— Protecțiile cuplelor vor avea două temporizări (două relee de timp), dintre care una egală cu cea a fiderului, iar cealaltă cu Δt mai mult. Cînd protecția fiderului lucrează cu temporizarea cuplei din aval, protecțiile cuplelor vor lucra cu temporizarea fiderului.

— Protecțiile întreruptoarelor de 6 kV ale transformatoarelor vor avea trei temporizări (trei relee de timp), dintre care una egală cu cea a cuplelor și una egală cu cea a fiderului. Protecțiile vor funcționa astfel: dacă o cuplă este închisă, funcționarea protecției fiderului cu temporizarea protecției cuplei din stația din aval (250 MVA) atrage funcționarea protecțiilor cuplei închise din stația de 6 kV, 500 MVA și a întreruptorului de 6 kV al transformatorului 110/6,3 kV cu cîte o treaptă Δt mai puțin; dacă cuplele din stația de 6 kV,

* Acest articol este în legătură cu articolul „Particularități ale utilizării unor tipuri de protecții prin relee într-un combinat chimic cu proces tehnologic continuu" publicat în revista „Energetica", nr. 7—8, 1975.

** Eugen Covar este inginer proiectant la IPUC.

500 MVA sînt deschise, funcţionarea protecţiei fiderului cu temporizarea cuplei din aval atrage după sine funcţionarea protecţiei întreruptorului de 6 kV al transformatorului 110/6,3 kV cu două trepte Δt mai puţin. Prin urmare, în regim de funcţionare normală, cînd cuplele sînt deschise în toate staţiile de 6 kV, protecţiile maximale vor funcţiona cu următoarele temporizări (fig. 1 din [2]):

— protecţia fiderului staţiei 6 kV, 250 MVA cu $t = 0{,}8$ s, în loc de 1,2 s;

— protecţia întreruptorului 6 kV al transformatorului 110/6,3 kV cu $t = 1{,}2$ s, în loc de 2,2 s.

Aplicarea metodei de mai sus pentru accelerarea protecţiilor maximale temporizate este complicată pentru staţiile cu schema dezvoltată şi de aceea nu este recomandabilă decît în cazuri particulare, unde avantajele sînt precumpănitoare. Metoda este şi mai puţin utilă dacă toate elementele schemei de distribuţie, inclusiv barele de 6 kV, au protecţii de bază rapide.

Este de remarcat că la baza metodei de mai sus stă principiul îmbunătăţirii selectivităţii protecţiilor prin relee prin prelucrarea logică a informaţiilor din mai multe puncte ale schemei de distribuţie, ceea ce permite reducerea temporizărilor (al căror scop este tocmai asigurarea selectivităţii). Dezavantajul constă în dificultatea transmiterii şi prelucrării logice a informaţiilor şi în cheltuielile suplimentare legate de aceasta. Principiul de mai sus trebuie avut totdeauna în vedere şi aplicat în cazurile particulare în care avantajele precumpănesc.

2. Protecţii rapide ale barelor colectoare în staţiile de 6 kV

Protecţia cea mai selectivă (absolut selectivă) şi deci cea mai rapidă pentru barele colectoare este protecţia diferenţială.

Utilizarea acesteia pentru staţiile de 6 kV este neindicată deoarece:

— necesită montarea a cîte două transformatoare de curent pe fiecare circuit de 6 kV, ceea ce, pe lîngă faptul că este costisitor, este şi dificil constructiv, deoarece majoritatea celulelor de 6 kV sînt tipizate (fără transformatoarele de curent suplimentare) şi prefabricate;

— numărul circuitelor de 6 kV racordate la barele de 6 kV ale unei staţii este relativ mare, 20—50;

— este dificilă realizarea aceluiaşi raport de transformare a curenţilor primari în curenţi secundari pentru toate circuitele de 6 kV.

În staţiile de 6 kV cu bobine de reactanţă pe toate plecările, se poate utiliza protecţia diferenţială incompletă desensibilizată faţă de curentul maxim de scurtcircuit după bobinele de reactanţă. Acesta este cazul staţiilor de 110/6 kV [1].

În acest caz, sursele posibile ale unei secţii de bare sînt: un transformator 110/6,3 kV (funcţionarea în paralel la tensiunea de 6 kV a transformatoarelor 110/6,3 kV este permisă pentru durate foarte scurte şi nu se ia în considerare la scurtcircuite) sau una dintre cuple (alimentare de la celălalt transformator de 110/6,3 kV [2]). Astfel, o protecţie rapidă a barelor se obţine prevăzînd cîte o secţionare de curent pe circuitele cuplelor şi transformatoarelor de 110/6,3 kV. Toate secţionările de curent de mai sus vor fi desensibilizate faţă de curentul maxim de scurtcircuit după bobinele de reactanţă. Secţionările de curent de mai sus acţionează şi la scurtcircuite în bobinele de reactanţă, ceea ce este corect, întrucît acestea nu sînt separate de bare prin întreruptoare (fig. 1 din [2]).

În schimb, în staţiile de 6 kV fără bobine de reactanţă pe plecări [2] (staţia de distribuţie 6 kV, 250 MVA), protecţia diferenţială incompletă (secţionări de curent pe alimentare şi pe cuplă) nu mai poate fi aplicată. Pentru realizarea unei protecţii rapide a barelor colectoare se aplică principiul culegerii şi prelucrării logice rapide a informaţiilor necesare din mai multe puncte ale schemei de distribuţie. De data aceasta, punctele de culegere şi de prelucrare a informaţiilor se găsesc toate în aceeaşi staţie şi transmiterea informaţiilor şi a comenzilor nu prezintă dificultăţi (legate de distanţă). În schimb, apar unele complicaţii legate de numărul relativ mare al punctelor din care se culeg informaţii.

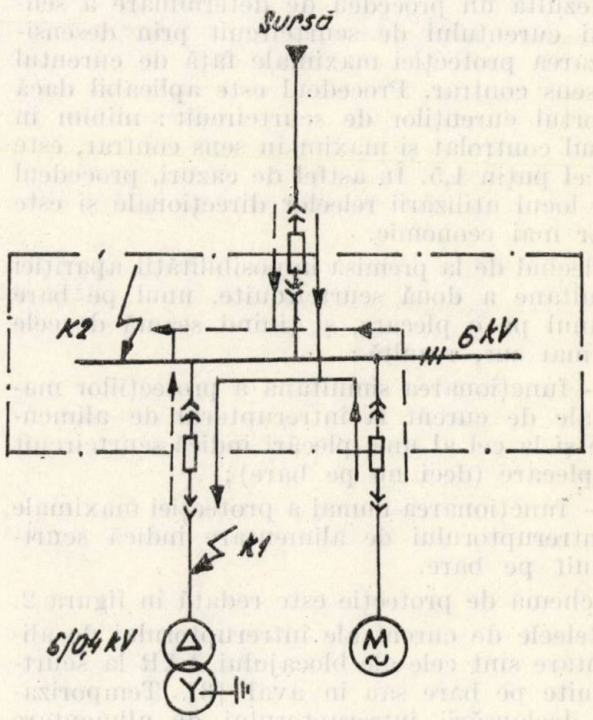


Fig. 1.

Metoda va fi aplicată mai întîi unei stații cu alimentare radială.

În figura 1 este prezentată explicația:

— dacă scurtcircuitul este pe o plecare (punctul $K1$), releele de curent ale protecției circuitului de 6 kV respectiv se vor excita;

— dacă scurtcircuitul este pe bare (punctul $K2$), releele de curent ale protecțiilor plecărilor nu se vor excita deoarece reglajele lor sînt superioare curenților de scurtcircuit debitați de motoarele asincrone la scurtcircuit pe barele de 6 kV sau în amonte de ele;

— releele de curent ale protecției instalate pe întreruptorul de alimentare se excită la scurtcircuit pe bare sau în aval și nu se excită la scurtcircuit în amonte (protecția este desensibilizată față de curentul de scurtcircuit debitat de motoarele asincrone).

Din cele de mai sus rezultă că:

— releele de curent ale protecției întreruptorului de alimentare se excită dacă și numai dacă apare un scurtcircuit și sensul curentului este de la fider către bare (protecția este desensibilizată față de curentul de scurtcircuit cu sensul de la bare către fider); deci scurtcircuitul este în aval de întreruptor: pe bare sau pe plecări;

— releele de curent ale protecției fiecărei plecări de 6 kV se excită dacă și numai dacă apare un scurtcircuit și sensul curentului este de la bare spre plecarea respectivă (protecția este desensibilizată față de curentul de scurtcircuit din circuitul respectiv cu sensul spre bare); deci scurtcircuitul este pe plecare.

Rezultă un procedeu de determinare a sensului curentului de scurtcircuit prin desensibilizarea protecției maximale față de curentul cu sens contrar. Procedeul este aplicabil dacă raportul curenților de scurtcircuit: minim în sensul controlat și maxim în sens contrar, este de cel puțin 1,5. În astfel de cazuri, procedeul ține locul utilizării releelor direcționale și este chiar mai economic.

Plecînd de la premisa imposibilității apariției simultane a două scurtcircuite, unul pe bare și unul pe o plecare, și ținînd seamă de cele de mai sus, rezultă:

— funcționarea simultană a protecțiilor maximale de curent la întreruptorul de alimentare și la cel al unei plecări indică scurtcircuit pe plecare (deci nu pe bare);

— funcționarea numai a protecției maximale a întreruptorului de alimentare indică scurtcircuit pe bare.

Schema de protecție este redată în figura 2.

Releele de curent ale întreruptorului de alimentare sînt cele ale blocajului AAR la scurtcircuite pe bare sau în aval [3]. Temporizarea declanșării întreruptorului de alimentare la scurtcircuit pe bare este necesară pentru a

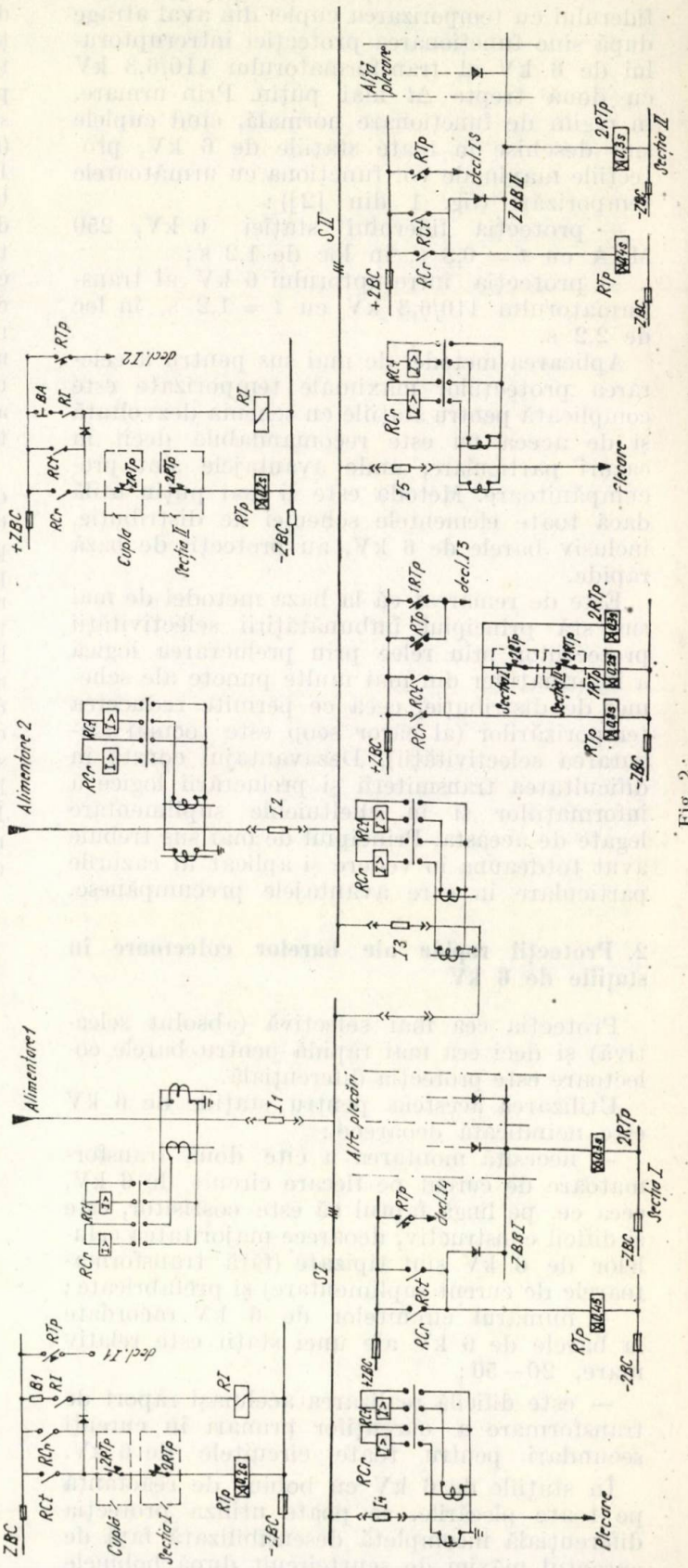


Fig. 2:
RI – releu intermediar; *BA* – buton de comandă cu revenire; *RTp*, 1 *RTp* – releu de timp cu temporizare la acționare; 2 *RTp* – releu de timp cu temporizare la revenire; *RCr*, *RCt* – releu maximal de curent; *ZBB* – baretă de blocaj.

permite blocajul acesteia dacă scurtcircuitul este pe o plecare (acoperă timpul necesar-prelucrării logice a informațiilor). Temporizarea trebuie să fie mai mare decît timpul de anclanșare a unui releu de timp (0,04 s) plus timpul de dezexcitare a releului de timp (0,04s) și eroarea releului (0,06 s). Se poate lua temproizarea $t = 0{,}2$ s, deci foarte mică.

O schemă similară se realizează și pentru protecția cuplei utilizînd releele de curent ale protecției maximale temporizate. În această variantă a protecției barelor este controlată demararea protecțiilor maximale temporizate (al căror reglaj de curent este mai coborît decît al protecției rapide) la toate plecările. În cazul în care protecția plecării demarează, dar întreruptorul respectiv nu declanșează, protecția rapidă a barelor este blocată. Funcționează cu temporizare mare protecția fiderului sau a cuplei.

Avînd în vedere că unele plecări (motoare de 6 kV) au numai protecție rapidă împotriva scurtcircuitelor, schema protecției barelor (fig.2) se poate simplifica adoptînd o treaptă de selectivitate $\Delta t = 0{,}4$ s față de protecțiile rapide și nemaicontrolînd demararea protecțiilor circuitelor respective.

În acest caz, la refuzul de declanșare a întreruptorului defect (dintre cele necontrolate), declanșarea alimentării (sau cuplei) survine cu temporizare mică, ceea ce reprezintă un avantaj atît față de schema din figura 2, cît și față de protecția diferențială a barelor, care nu funcționează în acest caz.

Prin urmare, în varianta simplificată rămîne de controlat demararea protecției maximale temporizate a transformatoarelor de 6/0,4kV. Dacă curentul de pornire a protecției maximale de curent a alimentării (cuplei) depășește curenții de pornire a secționărilor de curent ale tuturor transformatoarelor de 6/0,4 kV, scurtcircuitele sesizate de protecția maximală a alimentării (a cuplei) sînt lichidate fără temporizare. În acest caz, temporizarea cu $\Delta t = 0{,}4$ s a protecțiilor maximale ale alimentării și cuplei este suficientă și nu mai este necesar controlul demarării protecțiilor maximale nici la transformatoarele de 6/0,4 kV.

Nemaiexistînd nici un blocaj față de scurtcircuitele pe plecări, protecția maximală de curent a alimentării va avea două temporizări, una la $\Delta t = 0{,}4$ s cînd cupla este deschisă și alta la 2 $\Delta t = 0{,}8$ s cînd cupla este închisă, iar protecția cuplei o temporizare de $\Delta t = 0{,}4$s. Utilizarea acestei variante (cea mai simplă) implică un risc : la refuz de funcționare a protecției rapide (de bază, adică secționarea de curent), scurtcircuitul pe o plecare va fi lichidat de protecția de rezervă cu temporizare $\Delta t = 0{,}4$ s. În același timp, alimentarea sau cupla declanșează neselectiv, avînd aceeași temporizare $\Delta t = 0{,}4$ s. De aceea această variantă de protecție a barelor nu este recomandabilă decît în cazuri în care riscul de mai sus poate fi preluat. De asemenea există și avantajul reducerii cu o treaptă $\Delta t = 0{,}4$ s a tuturor temporizărilor în amonte.

Revenind la schema din figura 2, în regim de funcționare cu cupla deschisă și alimentările *I* 1, *I* 2 închise, demararea unei protecții maximale temporizate a unei plecări conduce la excitarea releului 2 *RTp* al secției respective care blochează declanșarea prin releul *RTp* a alimentării respective. În caz contrar, alimentarea respectivă declanșează cu temporizarea releului *RTp*. Releul *RI*, care se automenține, servește la blocajul AAR la scurtcircuite pe bare sau în aval [3].

În cazul alimentării unei secții de bare prin cuplă (alimentarea corespunzătoare deschisă), blocajul declanșării alimentării în funcțiune prin *RTp* are loc și la demararea protecției cuplei. Cupla declanșează cu temporizare mică dacă pe nici una din plecările racordate la cele două secții de bare nu este sesizat un scurtcircuit (nu demarează nici o protecție a plecărilor).

Schema se bazează pe faptul că la scurtcircuite cupla și ambele alimentări nu sînt închise simultan.

Releele de blocaj 2 *RTp* sînt cu temporizare la revenire, pentru a da timp releelor de curent care au contactele în circuitele bobinelor *RTp* ale alimentărilor și 1 *RTp* al cuplei să-și deschidă contactele.

Protecția barelor prezentată mai sus se poate aplica și în cazul alimentării de la două sau mai multe surse de alimentare normală și una de rezervă (sau mai multe, dar nu este uzual). Este cazul existenței unor generatoare racordate la bare. Schema este indicată în figura 3. Protecția maximală de curent care supraveghează suma curenților debitați de toate sursele secției de bare indică dacă scurtcircuitul se află sau nu pe bare sau pe plecări. Controlul demarării protecțiilor maximale de curent temporizate ale plecărilor arată dacă scurtcircuitul este pe o plecare — *K* 3 (și blochează declanșarea cu temporizare mică a surselor) sau nu — *K* 2 (deci pe bare și permite declanșarea surselor cu temporizare mică).

Protecția care supraveghează suma curenților surselor trebuie desensibilizată față de curentul de autopornire a sarcinii maxime și față de curentul de scurtcircuit debitat de motoarele asincrone ale sarcinii la scurtcircuit pe partea surselor de alimentare — *K* 1. Această protecție servește și la blocajul AAR la scurtcircuite pe bare sau în aval (releul *RI*) [3]. Realizarea ei este ușurată și de faptul că sursele

au curenți de sarcină apropiați, astfel că este posibilă montarea transformatoarelor de curent cu același raport de transformare.

tul se află pe plecare sau nu, iar dacă scurtcircuitul nu se află pe nici o plecare, rezultă că acesta se află pe bare.

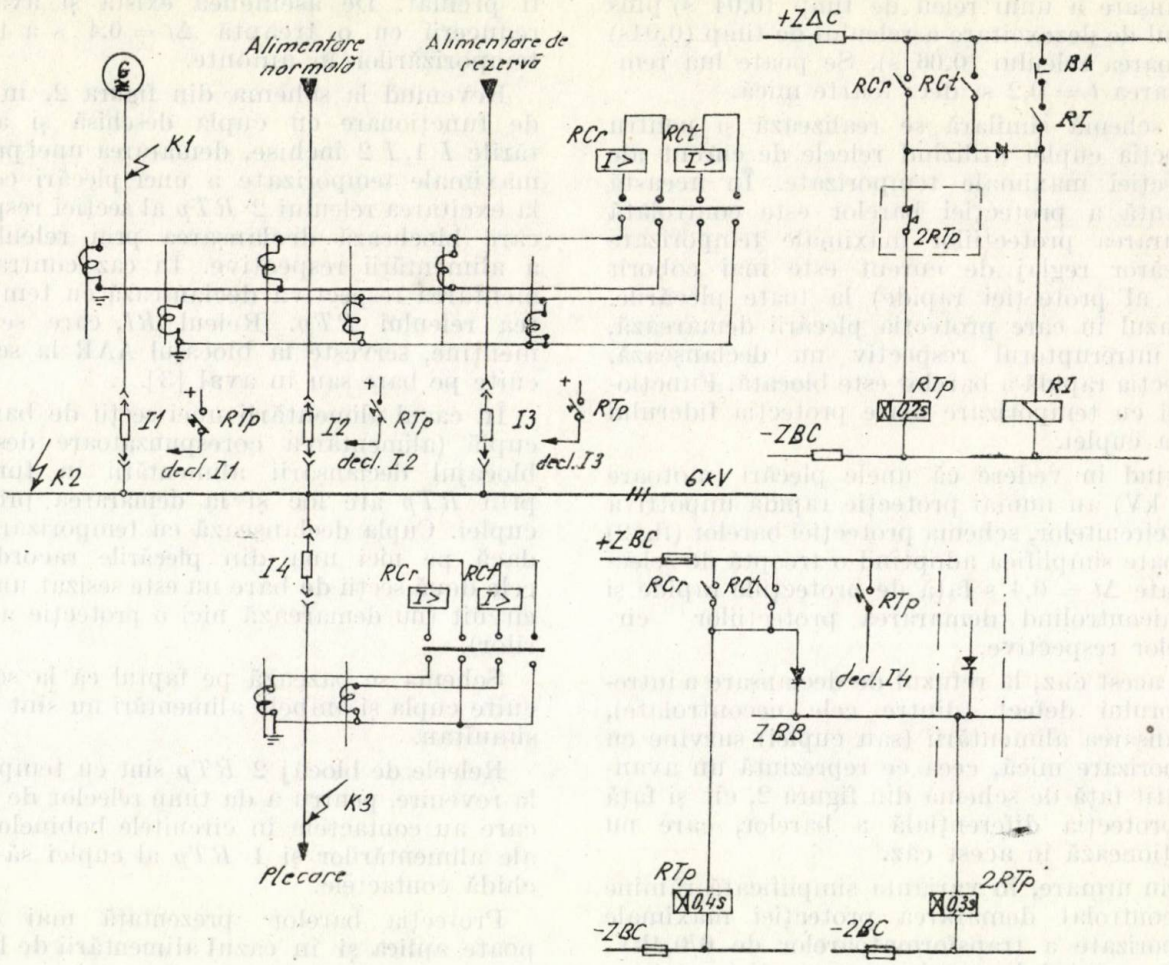


Fig. 3:

RCr, RCt — releu maximal de curent; *RI* — releu intermediar; *BA* — buton de comandă cu revenire; *RTp* — releu de timp cu temporizare la acționare; 2 *RTp* — releu de timp cu temporizare la revenire; *ZBB* — baretă de blocaj.

Și această protecție se poate realiza în două variante :

— cu controlul demarării protecțiilor maximale de curent ale tuturor plecărilor și temporizare $t = 0{,}2$ s ;

— cu controlul demarării protecțiilor maximale de curent temporizate numai ale plecărilor care au o astfel de protecție de rezervă și temporizare $t = 0{,}4$ s (treapta de timp de selectivitate față de plecările care au numai protecție de bază — motoare de 6 kV).

Protecția rapidă a barelor prezentată în acest paragraf este echivalentă cu protecția diferențială completă a barelor.

Diferența constă în faptul că în locul intensității curentului din plecarea defectă se utilizează demararea protecției plecării respective ca informație pentru a decide dacă scurtcircui-

3. Protecție rapidă pentru o linie de 6 kV (fider de stație de 6 kV)

Pe baza echivalenței între protecția diferențială și protecția rapidă care culege și prelucrează informații din mai multe puncte ale rețelei, se poate concepe o protecție rapidă (cu temporizare mică) pentru fiderii stațiilor de 6 kV cu alimentare radială. Schema este dată în figura 4. Principiul de funcționare a protecției rapide este următorul : dacă demarează ambele protecții de la capetele fiderului, scurtcircuitul nu este pe fider și protecția nu lucrează, iar dacă demarează numai protecția întreruptorului din amonte (*I* 1), protecția lucrează cu temporizare mică, $t = 0{,}2-0{,}3$ s, scurtcircuitul fiind pe fider. Curentul de pornire al celor două protecții este același (depășește curentul de autopornire al sarcinii și

curentul debitat de motoarele asincrone ale sarcinii la scurtcircuit pe fider).

Pentru siguranţă, curentul de pornire al protecţiei din amonte se va lua cu 15% mai mare decît cel al protecţiei din aval, pe fider.

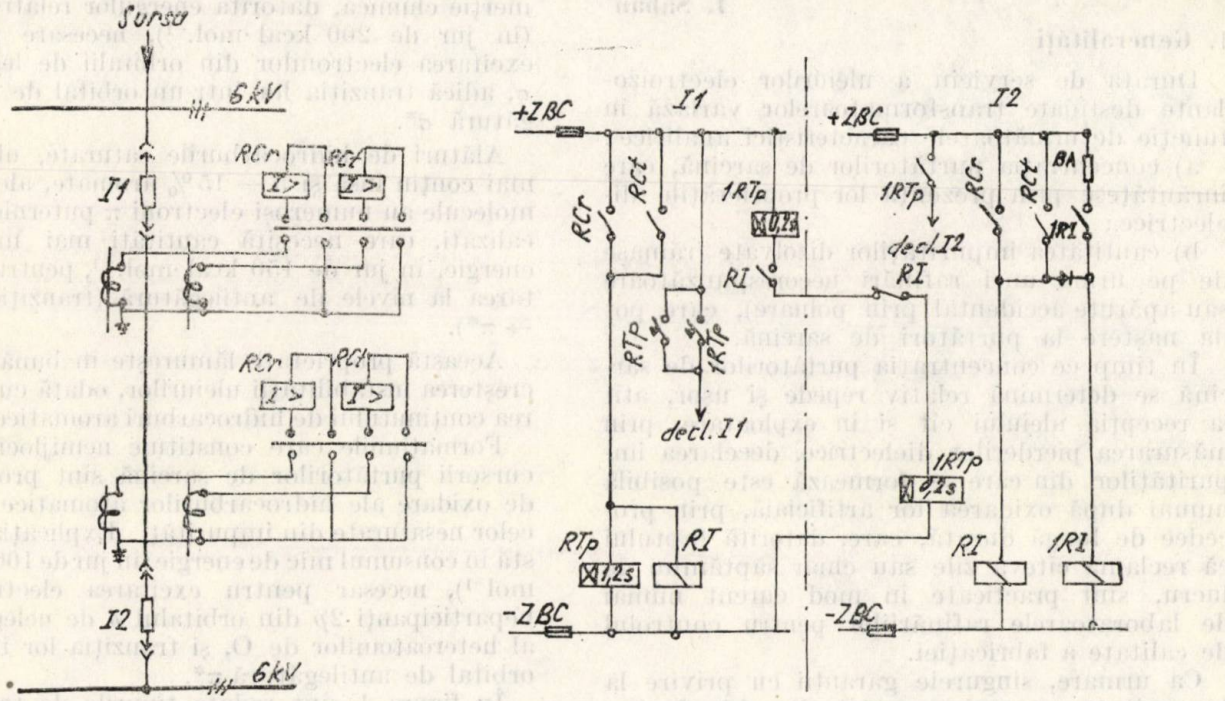


Fig. 4:

RTp, 1 *RTp* – releu de timp cu temporizare la acţionare; *RI*, 1 *RI* – releu intermediar; *BA* – buton de comandă cu revenire; *RCr*, *RCt* – releu maximal de curent.

Schema protecţiei este simplă. La întreruptorul din amonte se utilizează releele maximale de curent ale protecţiei de rezervă (temporizată), iar la întreruptorul din aval, pe fider, releele maximale de curent ale blocajului AAR la scurtcircuite pe bare sau în aval [3]. În cazul în care întreruptorul *I* 1 comandă, la declanşarea sa, declanşarea lui *I* 2 (prin contact auxiliar) [3], releul 1 *RTp* este necesar numai la întreruptorul *I*1.

În raport cu protecţia diferenţială longitudinală, protecţia prezentată are următoarele avantaje:

— dispare legătura prin cablu între secundarele transformatoarelor de curent, aceasta fiind înlocuită cu o legătură de comandă (mai puţine fire şi de secţiune mai mică);

— întreruperea cablului de legătură de curent al protecţiei diferenţiale conduce la deconectarea fiderului (rămîne deschis secundarul unui transformator de curent), în timp ce întreruperea legăturii de comandă nu are acest efect;

— legătura de comandă poate fi controlată cu un releu intermediar, care să semnalizeze întreruperea ei; astfel se evită refuzul de acţionare a protecţiei la întreruperea cablului de legătură (în acest caz, deconectarea fiderului este comandată de protecţia de rezervă — maximală de curent — dar cu temporizare mare).

Concluzii

Soluţiile tehnice expuse mai sus se pot dovedi avantajoase, tehnic şi economic, pentru accelerarea protecţiilor prin relee, în numeroase cazuri particulare ce se întîlnesc în reţelele interioare de înaltă tensiune ale întreprinderilor industriale.

Ele sînt cu atît mai utile în întreprinderile industriale cu proces tehnologic continuu la care accelerarea protecţiilor prin relee este de stringentă necesitate.

Bibliografie

[1] Călin, S. şi Marcu, S. *Protecţia prin relee a sistemelor electrice*. Editura tehnică, Bucureşti, 1969.

[2] Covar, E. *Particularităţi ale utilizării unor tipuri de protecţii prin relee într-un combinat chimic cu proces tehnologic continuu*. În: Energetica nr. 7—8, 1975.

[3] Covar, E. *Mărirea siguranţei în funcţionare a reţelelor electrice interioare la combinate chimice cu proces tehnologic continuu*. În: Energetica nr. 6, 1972.

(Articol intrat în redacţie la 1 martie 1974)

Procedeu rapid de oxidare fotochimică a uleiurilor electroizolante neaditivate

I. Sabău*

1. Generalități

Durata de serviciu a uleiurilor electroizolante destinate transformatoarelor variază în funcție de următoarele caracteristici analitice :

a) concentrația purtătorilor de sarcină, care înrăutățesc prin prezența lor proprietățile dielectrice ;

b) cantitatea impurităților dizolvate (rămase de pe urma unei rafinări necorespunzătoare sau apărute accidental prin poluare), care pot da naștere la purtători de sarcină.

În timp ce concentrația purtătorilor de sarcină se determină relativ repede și ușor, atît la recepția uleiului cît și în exploatare, prin măsurarea pierderilor dielectrice, decelarea impurităților din care se formează este posibilă numai după oxidarea lor artificială, prin procedee de lungă durată, care, datorită faptului că reclamă cîteva zile sau chiar săptămîni de lucru, sînt practicate în mod curent numai de laboratoarele rafinăriilor pentru controlul de calitate a fabricației.

Ca urmare, singurele garanții cu privire la longevitatea acestui material, deosebit de important pentru exploatarea sigură și economică a transformatoarelor din sistemul energetic național, sînt oferite exclusiv de către producător, dar valabilitatea lor expiră în momentul descărcării uleiului nou în rezervoarele destinatarilor, pentru că în timpul depozitării sau al procesului de uscare uleiul poate fi poluat cu ușurință.

Unica proprietate capabilă să semnaleze înrăutățirea calitativă a produsului este stabilitatea chimică, practic imposibil de controlat, din cauza dificultăților procedeului de analiză, care, potrivit condițiilor impuse de STAS 6798 — 63, durează o săptămînă.

Elucidarea mecanismului intim al proceselor care stau la baza metodelor termochimice de testare a stabilității chimice a făcut posibilă accelerarea reacțiilor de oxidare a impurităților dizolvate, prin utilizarea unei surse suplimentare de energie radiantă, ceea ce a redus considerabil timpul necesar executării probelor de îmbătrînire artificială în condiții de laborator.

În cele ce urmează sînt prezentate performanțele unui procedeu fotochimic de analiză, care oferă rezultate comparabile cu cele ale metodelor termochimice ; durata încercării nu depășește opt ore de lucru și nu reclamă aparataj din import.

* Ioan Sabău lucrează la IRE Sibiu.

2. Considerații teoretice

Hidrocarburile saturate, care formează 85 — 95 % din compoziția uleiurilor electroizolante, prezintă proprietăți dielectrice excepționale, deoarece se caracterizează printr-o accentuată inerție chimică, datorită energiilor relativ mari (în jur de 200 kcal·mol.$^{-1}$), necesare pentru excitarea electronilor din orbitalii de legătură σ, adică tranziția lor într-un orbital de antilegătură σ^*.

Alături de hidrocarburile saturate, uleiurile mai conțin însă și 5 — 15 % aromate, ale căror molecule au numeroși electroni π puternic delocalizați, care necesită cantități mai mici de energie, în jur de 150 kcal·mol.$^{-1}$, pentru excitarea la nivele de antilegătură (tranziție $\pi \rightarrow \pi^*$).

Această proprietate lămurește în bună parte creșterea instabilității uleiurilor, odată cu mărirea conținutului de hidrocarburi aromatice.

Formațiunile care constituie nemijlocit precursorii purtătorilor de sarcină sînt produsele de oxidare ale hidrocarburilor aromatice și ale celor nesaturate din impurități. Explicația constă în consumul mic de energie (în jur de 100 kcal · mol^{-1}), necesar pentru excitarea electronilor neparticipanți $2p$ din orbitalul n de nelegătură al heteroatomilor de O, și tranziția lor într-un orbital de antilegătură π^*.

În figura 1 sînt redate tipurile de tranziții electronice care pot avea loc între orbitalii moleculelor excitate [1], [4].

Orbitalul de antilegătură π^* fiind perpendicular pe orbitalul de nelegătură n, tranziția $n \rightarrow \pi^*$ este interzisă ; ea se manifestă totuși cu intensități mici, datorită faptului că electronii de nelegătură se găsesc, în starea fundamentală, la un nivel energetic superior electronilor π.

În cazul metodelor de lungă durată, sursa de energie utilizată pentru accelerarea proce

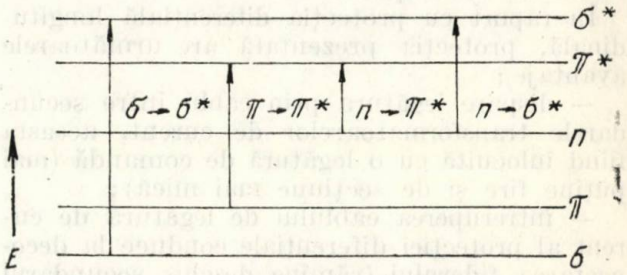


Fig. 1.

sului de oxidare a impurităților fiind de natură termică, s-ar părea că excitarea moleculelor nu este posibilă, pentru că energia radiațiilor termice nu depășește nici chiar în infraroșu 30 kcal · mol^{-1}.

Dacă fenomenul de oxidare are totuşi loc, ce-i drept, cu o viteză foarte mică, acest lucru se datoreşte următoarelor cauze :

— ciocnirile elastice, provocate de agitaţia termică, pot mări energia unui infim număr de molecule pînă la nivelul necesar unor tranziţii electronice [5];

— molecula de oxigen este, în stare fundamentală, o moleculă triplet care, datorită electronilor neîmperecheaţi cu spin paralel din cei doi orbitali π^* de antilegătură, se comportă ca un biradical [2], [3], [4];

— mecanismul de formare a radicalilor liberi are caracterul unei reacţii în lanţ [4].

Reprezentînd numărul moleculelor de ulei excitate termic, în funcţie de nivelul lor energetic [5], repartiţia lor corespunde curbei din figura 2.

Datorită probabilităţii reduse ca moleculele nestabile din impurităţi să cîştige energia necesară pentru ruperea homolitică a legăturilor covalente şi să formeze peroxizi, modificările de natură chimică evoluează încet, iar produsele de reacţie ajung la concentraţii măsurabile (prin creşterea pierderilor dielectrice, a aciditătii organice şi a gudroanelor) abia după un timp îndelungat.

Excitarea selectivă a moleculelor care posedă electroni π, adică a celor nesaturate, se poate realiza, fără dificultăţi majore, prin iradiere cu lumină ultravioletă ($\lambda = 200 - 400$ nm).

În timp ce hidrocarburile saturate sînt transparente pentru radiaţii cu $\lambda > 180$ nm, cele

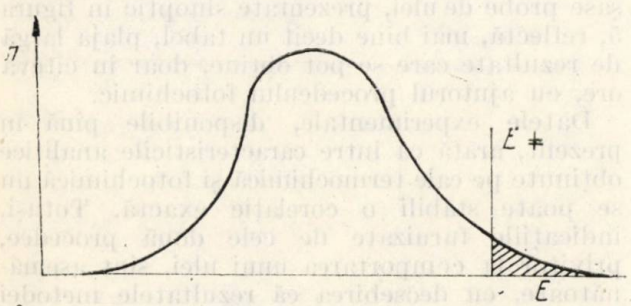


Fig. 2 :
n – număr de molecule; E – energie; $E\neq$ – energie de excitare.

olefinice şi aromatele absorb puternic radiaţiile din ultravioletul apropiat, a căror energie, dată de relaţia

$$E = \frac{h\,c\,N}{\lambda(\text{nm})} = \frac{2{,}859 \cdot 10^4}{200} = 143 \text{ kcal} \cdot \text{mol.}^{-1}$$

în care

h este constanta lui Planck ;
c — viteza luminii ;
N — numărul lui Avogardo ;

atinge mărimea necesară chiar şi pentru o tranziţie de tipul $\pi \rightarrow \pi^*$ [1].

Legătura $C = C$ este cromoforul cel mai frecvent în moleculele impurităţilor şi tranziţia electronică $\pi \rightarrow \pi^*$ se produce cu atît mai uşor, cu cît orbitalii moleculari sînt mai extinşi, ceea ce implică existenţa unui număr mai mare de duble legături conjugate.

Cromoforul $C = 0$ se deosebeşte prin aceea că poate da naştere atît la tranziţii $\pi \rightarrow \pi^*$, cît şi $n \rightarrow \pi^*$, datorită electronilor neparticipanţi 2 p ai atomului de oxigen.

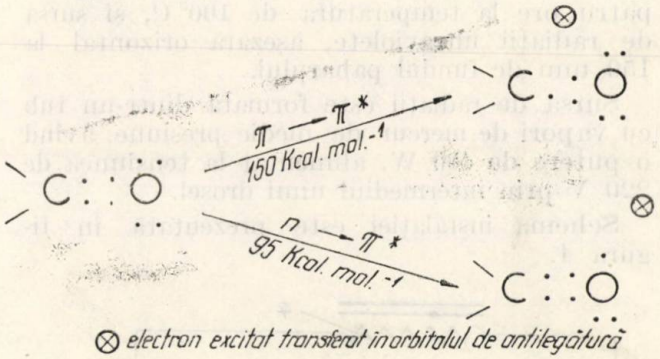


Fig. 3.

După modul în care se rup legăturile vechi prin absorbţie de energie şi se formează altele noi, se disting două mari grupe de reacţii :

— homolitice, în care electronii unui compus $A - B$ se distribuie în mod egal între cele două fragmente :

$$A : B \rightarrow A^{\cdot} + B^{\cdot}$$

dînd naştere la radicali liberi ;

— heterolitice, care generează ioni organici [4], [7] :

$$A : B \rightarrow A^{+} + : B^{-}$$

Ştiind că electronul necesar pentru formarea unor specii ionice poate fi oferit şi de cuprul din bobinajul transformatoarelor electrice, probele de îmbătrînire artificială se execută în prezenţa unui catalizator de cupru, care favorizează apariţia purtătorilor de sarcină prin următoarele reacţii de oxido-reducere [6], [7]:

$$\text{ROOH} + \text{Cu}^{+} \rightarrow \text{Cu}^{++} + \text{RO.} + \text{OH}^{-}$$

$$\text{RO.} + \text{R}_1\text{H} \rightarrow \text{ROH} + \text{R}_1^{\cdot}$$

$$\text{R}_1^{\cdot} + \text{Cu}^{+} \rightarrow \text{Cu}^{++} + \text{R}_1^{-}$$

În timp ce, la temperatura de 100° C, formarea pe cale termică a radicalilor liberi, fără de care oxidarea nu este posibilă, evoluează foarte lent, producerea lor pe cale fotochimică decurge cu un randament incomparabil mai bun, pentru că radiaţiile termice de mică energie sînt adsorbite de totalitatea moleculelor de ulei, pe cînd

radiațiile luminoase, a căror energie este mult superioară, sînt adsorbite numai de cromoforii moleculelor din impuritățile dizolvate.

3. Aparatajul necesar și modul de lucru

Instalația utilizată pentru efectuarea probelor fotochimice de îmbătrînire artificială se compune dintr-un termostat, cu ajutorul căruia o probă de 100 ml de ulei, introdusă într-un pahar Griffin de 400 ml, se menține timp de patru ore la temperatura de 100° C, și sursa de radiații ultraviolete, așezată orizontal la 150 mm de fundul paharului.

Sursa de radiații este formată dintr-un tub cu vapori de mercur de medie presiune, avînd o putere de 400 W, alimentat la tensiunea de 220 V prin intermediul unui drosel.

Schema instalației este prezentată în figura 4.

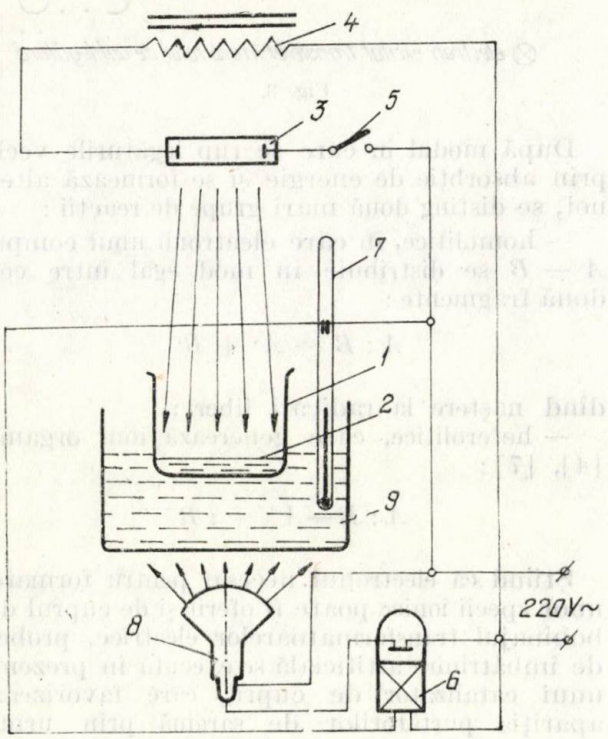


Fig. 4:

1 – pahar Griffin de 400 ml; *2* – proba de ulei; *3* – sursa de radiații UV; *4* – drosel; *5* – întrerupător; *6* – releu intermediar; *7* – termometru cu contact; *8* – sursa de radiații IR; *9* – baie de ulei.

În proba de ulei se introduce o spirală confecționată dintr-un metru de sîrmă de cupru cu Ø de 1 mm, proaspăt curățită cu șmirghel fin și degresată în benzen.

Spre deosebire de metodele termochimice, care în majoritatea lor prevăd introducerea unui curent de aer sau oxigen în proba de ulei, procedeul fotochimic reclamă doar oxigenul existent în aerul dizolvat de uleiul analizat (circa 10% în volume).

Protecția personalului din laborator, față de acțiunea nocivă a radiațiilor ultraviolete, se realizează prin așezarea instalației într-o nișă bine aerisită, pentru eliminarea cantităților mari de ozon care iau naștere în timpul procesului de iradiere, și absorbția frecvențelor cu lungimi de undă vătămătoare pentru ochiul omenesc, de către sticla geamului glisant.

Gradul de alterare a probei îmbătrînite artificial se determină, ca și la probele termochimice, prin măsurarea pierderilor dielectrice, a acidității organice și a gudroanelor precipitate în heptan normal.

Pierderile dielectrice și aciditatea organică se pot determina imediat după terminarea procesului de iradiere și, cum aceste două caracteristici analitice sînt determinante pentru comportarea uleiului, rapiditatea procedeului prezintă importante avantaje atît pentru producători, care trebuie să controleze operativ gradul de rafinare a produsului, cît și pentru consumatorii doritori să controleze gradul de poluare a uleiului.

4. Rezultate experimentale

Oxidarea artificială rapidă a uleiurilor electroizolante cu ajutorul procedeului fotochimic a fost experimentată cu succes atît la IRE Sibiu, cît și în alte laboratoare, dar numai rezultatele înregistrate la Rafinăria Ploiești se bucură de avantajul că permit o comparație cu cele obținute prin procedeul termochimic oficial.

Măsurătorile efectuate asupra unui set de șase probe de ulei, prezentate sinoptic în figura 5, reflectă, mai bine decît un tabel, plaja largă de rezultate care se pot obține, doar în cîteva ore, cu ajutorul procedeului fotochimic.

Datele experimentale, disponibile pînă în prezent, arată că între caracteristicile analitice obținute pe cale termochimică și fotochimică nu se poate stabili o corelație exactă. Totuși, indicațiile furnizate de cele două procedee, privitor la comportarea unui ulei, sînt asemănătoare, cu deosebirea că rezultatele metodei fotochimice sînt uneori mai diferențiate și chiar mai elocvente.

Cu toate că, în relațiile dintre consumatori și furnizori, numai rezultatele probelor de stabilitate chimică după STAS 6798–63 pot fi luate în considerare, determinările comparative, efectuate rapid și ușor pe cale fotochimică, oferă prin valoarea lor relativă indicații foarte prețioase cu privire la stabilitatea uleiului.

Astfel, utilizarea procedeului fotochimic la controlul interfazic al fabricației de ulei electroizolant ar permite producătorilor optimizarea proceselor care nu contribuie în mod satisfăcător la purificarea uleiului, precum și sesizarea tuturor abaterilor de la disciplina tehnologică.

Pe de altă parte, consumatorii ar putea controla grija cu care este gospodărit acest

produs deosebit de sensibil la poluare, precum și modificarea rezistenței la oxidare a uleiului, după operațiile de uscare (recondiționare fizică) sau introducere în cuvele transformatoarelor.

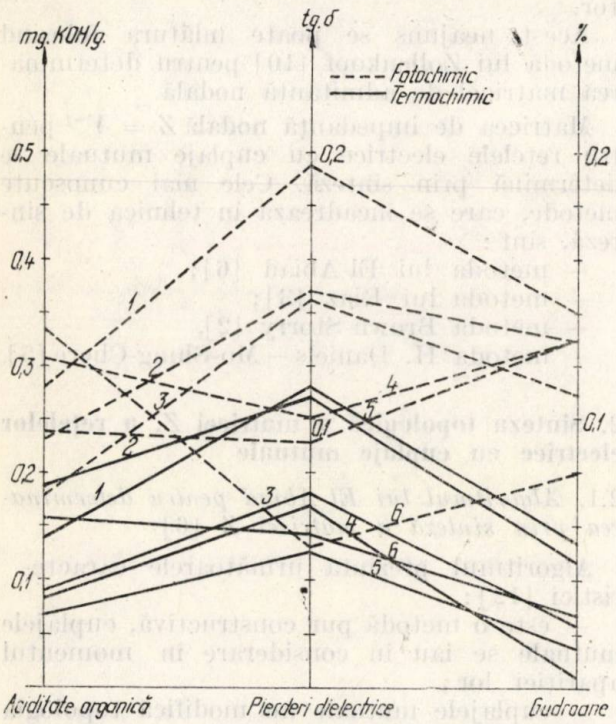


Fig. 5.

Procedeul fotochimic permite, de asemenea, determinarea obiectivă a miscibilității uleiurilor electroizolante, pe baza modificărilor survenite după iradierea în condiții identice a două probe reprezentative, prelevate din uleiurile supuse la această probă de laborator.

Cînd rezultatele obținute fotochimic se raportează la comportarea unui ulei de referință, informațiile cu privire la stabilitatea chimică a produsului cercetat sînt nu numai orientative, ci chiar cantitative.

Concluzii

— Îmbătrînirea artificială, pe cale fotochimică, a uleiurilor electroizolante permite reducerea timpului necesar oxidării hidrocarburilor nesaturate din impurități la mai puțin de opt ore, față de 190 ore cît durează procedeul termochimic standardizat în țara noastră.

— Informațiile obținute fotochimic, relativ la stabilitatea uleiurilor electroizolante, nu pot înlocui rezultatele probei efectuate după STAS 6798—63, unica valabilă în raporturile dintre producători și consumatori, dar oferă ambelor părți un mijloc rapid, ușor accesibil și totodată concludent, pentru controlul gradului de rafinare sau de poluare a produsului.

— Instalația necesară pentru efectuarea probelor fotochimice nu reclamă aparataj din import, cu excepția unui termometru cu contact, și poate fi ușor realizată chiar prin autodotare, de către orice laborator industrial.

— Controlul operativ al purității poate contribui la exploatarea mai economică a transformatoarelor, prin prelungirea duratei de serviciu a uleiurilor electroizolante și micșorarea cantităților de ulei poluat, care, potrivit legislației în vigoare, trebuie predate gratuit organelor de colectare și înlocuite cu ulei nou.

(NOTĂ: autorul aduce mulțumiri ing. V. Juncu de la Rafinăria Ploiești, pentru ajutorul acordat prin executarea probelor comparative de oxidare, precum și conducerii IRE Sibiu pentru înlesnirile acordate în vederea efectuării lucrărilor de laborator.)

Bibliografie

[1] Pogany, I., Banciu, M. *Metode fizice în chimia organică*. Editura științifică, București, 1972.

[2] Nenițescu, C. D. *Chimie generală*. Editura didactică și pedagogică, București, 1972.

[3] Mousseron—Canet, M., Mani, J. C. *Photochimie et réactions moléculaires*. Editura Dunod, Paris, 1969.

[4] Badea, F. *Mecanisme de reacție în chimia organică*. Editura științifică, București, 1973.

[5] Nässer, K. H. *Physikalische Chemie*. VEB Deutscher Verlag für Grundstoffchemie, Leipzig, 1971.

[6] Mantescu, C., Constantinescu, O. *Chimia radiațiilor*. Editura științifică, București, 1969.

[7] Pryor, W. A. *Introduction to free radical chemistry*. Prentice-Hall Inc.. New Jersey, S.U.A., 1966.

(Articol intrat în redacție la 6 martie 1974)

Sinteza rețelelor electrice cu cuplaje mutuale

Dr. ing. **S. Darie**
și ing. **A. Man***

Operația de sinteză se referă la obținerea modelului matematic al matricei de imitanțe, corespunzător unui anumit spațiu în care se definesc ecuațiile de funcționare ale rețelei și care ține seama atît de caracteristicile de material cît și de caracteristicile topologice.

Introducerea în calcule a cuplajelor mutuale este absolut necesară atunci cînd rezolvarea problemei abordate face apel la utilizarea schemelor de secvență : calculul curenților de scurtcircuit nesimetrici sau calculul regimurilor nesimetrice ale rețelelor electrice.

De asemenea, unele influențe mutuale pot apărea în cazul vecinătăților de linii aeriene, fie de energie, fie de energie și telefonice etc.

La început, includerea efectului mutual s-a limitat la rețelele electrice de dimensiuni mici, din cauza capacității reduse a calculatoarelor [2], [11]; de asemenea, era necesară o pregătire manuală a rețelei de către operator. Odată cu apariția calculatoarelor din generația a doua, apar noi metode de calcul al matricei de impedanță nodală, metode care țin seama atît de caracteristicile de material cît și de topologia rețelei [2], [3], [4], [6], [7], [10], [11].

În lucrare se prezintă un nou algoritm și program de calcul, care permit construirea și modificarea matricei de impedanță nodală pentru rețelele electrice cu cuplaje mutuale.

Nu se vor arăta în cele ce urmează metodele de calcul al disimetriilor și nici diferitele aplicații la calculul rețelelor, acesta constituind scopul unei lucrări următoare. În centrul atenției vor fi exclusiv eficacitatea și rapiditatea determinării matricei Z în contextul folosirii calculatoarelor electronice.

1. Formularea modelului matematic al rețelelor electrice cu cuplaje mutuale

Prezența cuplajelor mutuale între laturile rețelei face ca matricea de admitanță/impedanță a laturilor să nu mai fie diagonală. În această situație, matricea de admitanță nodală a rețelei Y nu mai este lacunară, iar determinarea ei se face cu ajutorul transformării singulare (1) :

$$Y = A \cdot y \cdot A_t. \qquad (1)$$

Utilizarea transformării singulare (1) nu este recomandată deoarece aceasta presupune introducerea în calculator a topologiei rețelei matriciale A și A_t, ceea ce înseamnă ocuparea unui volum însemnat de memorie în calculator.

Acest neajuns se poate înlătura folosind metoda lui Zollenkopf [10] pentru determinarea matricei de admitanță nodală.

Matricea de impedanță nodală $Z = Y^{-1}$ pentru rețelele electrice cu cuplaje mutuale se determină prin sinteză. Cele mai cunoscute metode, care se încadrează în tehnica de sinteză, sînt :

— metoda lui El-Abiad [6];
— metoda lui Riaz [3];
— metoda Brown-Storry [2],
— metoda H. Daniels — Mo-Shing-Chere [5].

2. Sinteza topologică a matricei Z, a rețelelor electrice cu cuplaje mutuale

2.1. *Algoritmul lui El-Abiad pentru determinarea prin sinteză a matricei Z* [6]

Algoritmul prezintă următoarele caracteristici [12] :

— este o metodă pur constructivă, cuplajele mutuale se iau în considerare în momentul apariției lor;

— cuplajele mutuale nu modifică topologia rețelei; ele sînt reprezentate ca și elemente nediagonale în matricea de rețea;

— același algoritm se poate folosi atît la generarea matricei Z prin sinteză, cît și la recalcularea acestei matrice ca urmare a modificării rețelei.

Formulele pentru sinteza matricei Z a rețelelor electrice cu cuplaje mutuale folosind acest algoritm sînt cunoscute din literatura de specialitate [6], [9].

Dezavantajul algoritmului El-Abiad — timpul de calcul și memoria ocupată în calculator — se datorează faptului că metoda impune construirea concomitentă cu extinderea rețelei și a matricei impedanțelor rețelei din inversa căreia se extrage vectorul $(y_{pq}, \rho\sigma)$.

2.2. *Algoritmul H. Daniels — Mo-Shing-Chen* [5]

O îmbunătățire adusă în ceea ce privește închiderea cuplajelor mutuale s-a realizat prin generarea prin sinteză a matricei Z fără a lua în considerare cuplajele mutuale, iar apoi modificarea acesteia ca urmare a introducerii cuplajelor mutuale. Tehnica de calcul este cunoscută în literatură sub denumirea de „compensarea cuplajelor mutuale".

Algoritmul lui H. Daniels — Mo-Shing-Chen are la bază următorul concept :

— în condițiile în care curenții nodali sînt aceiași atît pentru rețeaua fără cuplaje mutuale,

* Dr. ing. Silviu Darie este șef de lucrări la Institutul politehnic Cluj; Man Augustin este inginer la Centrul teritorial de calcul electronic Cluj.

cît și pentru rețeaua cu cuplaje mutuale, tensiunile nodale vor fi diferite, și anume :

$$V_n = V'_n + \Delta V_n, \tag{2}$$

în care :

V_n sînt tensiunile nodale ale rețelei cu cuplaje mutuale ;
V'_n — tensiunile nodale ale aceleiași rețele fără cuplaje mutuale.

În condițiile în care tensiunile nodale rămîn aceleași atît pentru rețeaua fără cuplaje mutuale cît și pentru rețeaua cu cuplaje mutuale, curenții nodali în rețeaua fără cuplaje mutuale cresc cu ΔI :

$$(Y' - Y) \cdot V = \Delta I \tag{3}$$

sau

$$\Delta Y \cdot V = \Delta I \tag{4}$$

cu notațiile :

$$\Delta Y = Y' - Y, \tag{5}$$

în care

Y' este matricea admitanțelor nodale a rețelei fără cuplaje mutuale ;
Y — matricea admitanțelor nodale a rețelei cu cuplaje mutuale.

Ecuațiile de funcționare pentru rețeaua fără cuplaje mutuale sînt :

$$V = Z' \cdot I + Z' \cdot \Delta Y \cdot V, \tag{6}$$

din care rezultă :

$$Z' \cdot I = (U - Z' \cdot \Delta Y) \cdot V, \tag{7}$$

în care

U este matricea-unitate de ordinul n ;
Z' — matricea impedanțelor nodale a rețelei fără cuplaje mutuale.

Din ecuația (7) se obține :

$$V = (U - Z' \cdot \Delta Y)^{-1} \cdot Z' \cdot I \tag{8}$$

sau

$$V = Z \cdot I \tag{9}$$

cu notațiile :

$$Z = (U - Z' \cdot \Delta Y)^{-1} \cdot Z' \tag{10}$$

Observații

a) Relația (10) reprezintă modelul matematic al matricei de impedanță nodală pentru rețelele electrice cu cuplaje mutuale ;

b) Relația (10) permite calculul matricei de impedanță nodală pentru rețeaua cu cuplaje mutuale in funcție de matricea impedanțelor nodale a aceleiași rețele, dar fără considerarea cuplajelor mutuale.

2.3. *Algoritmul propus de autori*

Plecînd de la observațiile din [11] :

a) metoda lui El-Abiad este foarte elastică, ea permite atît construirea cît și modificarea matricei Z ;
b) în cazul rețelelor electroenergetice, laturile afectate de cuplajul mutual sînt în număr redus ;
c) numărul nodurilor afectate de cuplajul mutual este numărul nodurilor independente ale liniilor cuplate magnetic,

se propune următorul algoritm de calcul :

1. Construirea matricei Z se realizează pe baza algoritmului lui H. Daniels ;

2. Modificarea matricei Z, ca urmare a manevrelor operative din sistem și care afectează topologia și caracteristicile de material ale rețelei, se realizează cu ajutorul algoritmului lui El-Abiad, la care se propun următoarele îmbunătățiri :

a) Se partiționează matricea Z în două grupuri, corespunzător laturilor cu cuplaje mutuale și laturilor fără cuplaje mutuale :

$$Z = \begin{bmatrix} Z_m & \vdots & \\ \cdots & \cdots & \\ & \vdots & Z' \end{bmatrix} \tag{11}$$

în care

Z_m este o submatrice plină, corespunzătoare laturilor cuplate magnetic ;
Z' — submatrice diagonală ce conține impedanțele laturilor necuplate magnetic cu alte laturi ; în această situație :

$$Z^{-1} = \begin{bmatrix} Z_m^{-1} & \vdots & \\ \cdots & \cdots & \\ & \vdots & Z'^{-1} \end{bmatrix} \tag{12}$$

iar y_{pq}, $\rho\sigma$ va fi o linie extrasă din Z_m^{-1}.

b) Laturile rețelei se grupează în grupuri de laturi, care sînt cuplate între ele ; între grupurile de laturi nu există cuplaje mutuale.

c) În cadrul fiecărui grup de laturi se ia o latură-bază. În această situație, submatricea Z_m se partiționează după laturile bază :

$$Z_m = \begin{bmatrix} Z_{m1} & & \\ & Z_{m2} & \\ & & \ddots \; Z_{mi} \end{bmatrix} \tag{13}$$

d) O submatrice Z_{mi} este de forma :

$$Z_{mi} = \begin{bmatrix} Z_{11} \cdots Z_{1l} \\ Z_{l1} \cdots Z_{ll} \end{bmatrix}, \tag{14}$$

în care termenii diagonali sînt impedanțele proprii ale laturilor, iar termenii nediagonali reprezintă cuplajele mutuale.

Algoritmul de calcul propus prezintă următoarele avantaje :

a) În procesul de construire a matricei Z, este foarte rapid și necesită cel mai redus număr de operații [5].

b) Modificarea matricei Z la manevre executate în sistem se realizează cu algoritmul de calcul a lui El-Abiad îmbunătățit, prin care se aduc în plus următoarele avantaje :

— se evită inversarea întregii matrici Z_m, la fiecare apariție de nou cuplaj magnetic ;

— se micșorează memoria ocupată în calculator, deoarece se reține sub formă de matrice numai informațiile referitoare la laturile cuplate magnetic ;

— timpul de calcul se micșorează prin faptul că se inversează o submatrice de dimensiuni mult reduse.

Programul de calcul SINTREM

Pe baza algoritmului propus s-a realizat programul de calcul SINTREM, care este scris în limbajul FORTRAN pentru calculatorul FELIX C-256. Programul este realizat sub formă modularizată, avînd în principiu structura din figura 1.

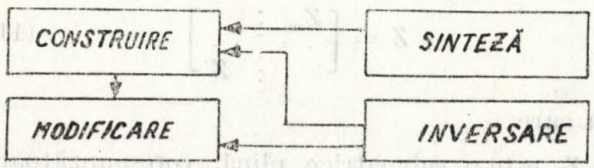


Fig. 1. Structura generală a programului SINTREM

Introducerea datelor

a) La construirea matricei Z

— pe prima cartelă se dă un cod (MATER = 0), care indică procesul de sinteză a matricei Z.

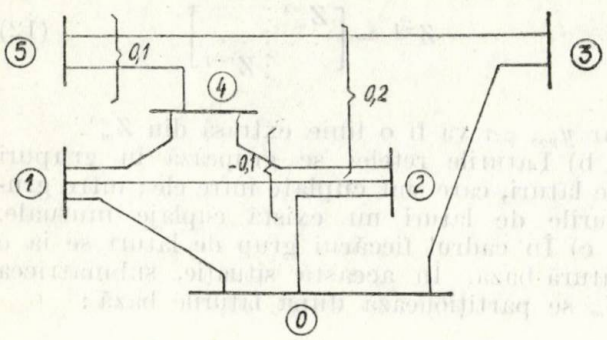


Fig. 2. Schema de conexiuni a rețelei electrice.

— Pe a doua cartelă se dă NN (numărul nodurilor independente), NT (numărul total de date ale rețelei, $NT = NL + NC = NI + LC + nc$) ; LC (numărul laturilor cuplate mutual).

— Pe următoarele cartele se dă lista caracteristicilor laturilor.

b) La modificarea matricei Z

— Pe prima cartelă se dă un cod (MATER = 1), care indică procesul de modificare a matricei Z.

— Pe următoarele cartele se dă lista caracteristicilor de material ale laturilor ce se introduc.

— Pe următoarea cartelă se dă numărul de cuplaje mutuale dintre latura nou adăugată și laturile rețelei inițiale.

— Pe următoarele cartele se dă lista nodurilor, laturilor din rețea cu care latura nou adăugată este cuplată magnetic.

Concluzii

Lucrarea prezintă metodele de sinteză ale rețelelor electrice cu cuplaje mutuale. Se indică un nou algoritm de calcul prin sinteză a matricei Z, care prezintă următoarele avantaje :

a) În procesul de construire a matricei Z, acesta este foarte rapid și necesită un număr redus de operații.

b) Se evită inversarea întregii matrice de impedanță a rețelei la fiecare apariție de nou cuplaj magnetic.

c) Se micșorează memoria ocupată în calculator, deoarece se reține sub formă de matrice numai informațiile referitoare la laturile cuplate magnetic.

d) Timpul de calcul se micșorează prin faptul că se inversează o submatrice de dimensiuni mult reduse.

Algoritmul de calcul este foarte adecvat în exploatarea rețelelor sistemelor electrice, necesită un timp de calcul și o memorie redusă în calculator. Algoritmul permite să se ia în considerare modificările de structură și ale caracteristicilor de material ale rețelei, permițînd în felul acesta analiza unui mare număr de variante de regimuri nesimetrice.

ANEXĂ

Pentru rețeaua din figura 2, se cere să se calculeze prin sinteză, cu compensarea cuplajelor mutuale, matricea Z.

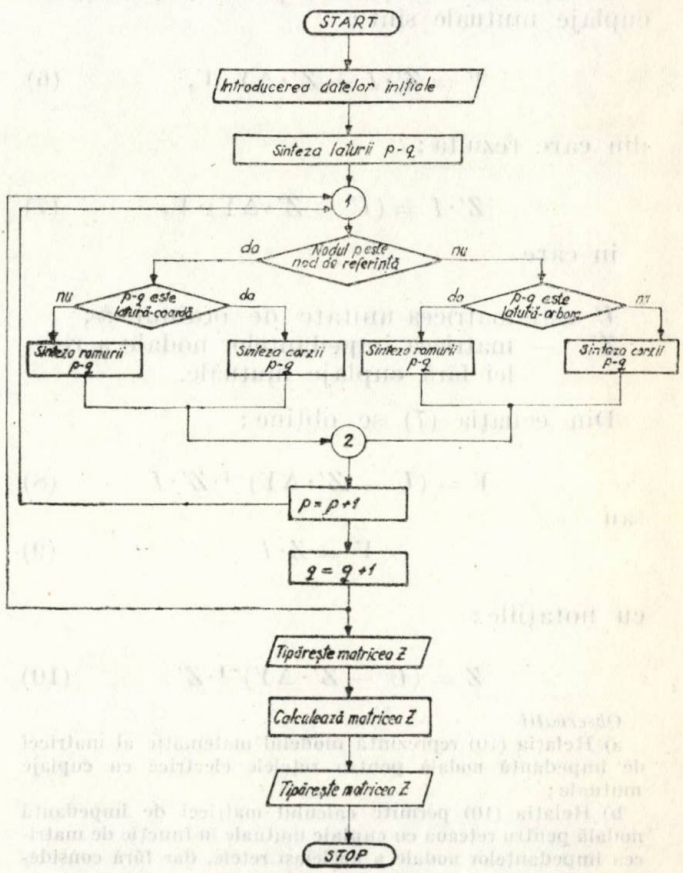


Fig. 3. Organigrama programului SINTREM.

Tabelul 1

Caracteristicile de material ale rețelei

Latura $p-q$	Reactanța laturii (Ω)
0—1	0,3
0—2	0,5
0—3	0,4
1—4	0,1
1—5	0,20
1—2	0,40
3—5	0,30
4—5	0,30

Tabelul 2

Cuplajele mutuale ale rețelei inițiale

Latura cuplată magnetic $p-q$, $p\tau$	Cuplajul mutual X_{pq}, $p\tau$
4—5, 3—5	0,1

	1	2	3	4	5
1	0,1731	0,0962	0,0923	0,1615	0,1500
2	0,0962	0,2756	0,0513	0,0897	0,0833
$Z=$ 3	0,0923	0,0513	0,2359	0,1128	0,1333
4	0,1615	0,0897	0,1128	0,2308	0,1667
5	0,1500	0,0833	0,1333	0,1667	0,2500

În rețea se introduc cuplajele mutuale 1—2, 4—2 și 3—5, 4—2, pentru care se calculează prin sinteză noua matrice de impedanță nodală.

Tabelul 3

Cuplajele mutuale introduse în rețeaua inițială

Latura cuplată magnetic $p-q$, $p\tau$	Cuplajul mutual X_{pq}, $p\tau$
1—2 , 4—2	—0,10
3—5 , 4—2	0,20

	1	2	3	4	5
1	0,1731	0,0975	0,0912	0,1608	0,1502
2	0,0975	0,1961	0,1131	0,1296	0,0733
$Z'=$ 3	0,0912	0,1131	0,1879	0,0819	0,1411
4	0,1608	0,1296	0,0819	0,2108	0,1717
5	0,1502	0,0733	0,1411	0,1717	0,2487

Bibliografie

[1] Antoniu, I. S. *Calculul matricial și tensorial în electrotehnică.* Editura tehnică, București, 1962.

[2] Storry, J. O., ș.a. *An improved method of incorporating mutual couplings in single phase short-circuits calculations.* În: IEEE, Trans. PAS, vol. 89, 1970.

[3] Riaz, M. *Piecewise solutions of electrical networks with coupling elements.* În: Journal of the Franklin Institute, vol. 289, 1970.

[4] Daniels, H. A. *Compensation of mutual coupling in short-circuit studies.* M.S. Thesis, University of Texas at Arlington, 1969.

[5] Daniels, H. A. ș.a. *Compensation of mutual coupling in the formation of the bus impedance matrix.* IEEE Summer Power Meeting EHV Conference, Los-Angeles, July. 1970.

[6] El-Abiad, A. H. *Digital calculation of line to ground short-circuits by matrix method.* În: AIEE, Trans. PAS, vol. 79, 1960.

[7] Lantz, M. J. *Digital short-circuit solution of power system networks including mutual impedance.* În: AIEE Trans. PAS, vol. 86, 1957.

[8] Reintan, D. K. ș.a. *Modification of the bus impedance matrix for system changes involving mutual couplings.* În: Proceedings of the IEEE-LETTERS, vol. 57, 1969.

[9] Stagg, W., ș.a., *Computer methods in power system analysis.* McGraw-Hill Book Company, New-York, 1968.

[10] Zollenkopf, K. *Nodal impedance matrix of systems including mutuals computed by inversion of the nodal admitance matrix.* Reprint. 1968.

[11] Darie, S. *Metode de sinteză folosite la calculul regimurilor sistemelor electrice.* Teză de doctorat, București, 1974.

[12] Darie, S. *Modalități de luare în considerare a cuplajelor mutuale la obținerea echivalenților pe baza matricei de impedanță nodală.* Sesiunea științifică I.P. Cluj, 22—23 februarie 1974.

(Articol intrat în redacție la 18 noiembrie 1974)

Unele probleme ridicate de influențele electrostatice ale liniilor electrice aeriene de ultraînaltă tensiune

Ing. F. Vatră
și dr. ing. A. Cristovici*

1. Considerații generale

Studiile efectuate asupra introducerii tensiunilor ultra-înalte au relevat o serie de probleme noi asupra cărora se îndreaptă atenția cercetătorilor. Printre aceste probleme, o atenție deosebită s-a dat efectelor inducției electrostatice în vecinătatea liniilor și instalațiilor electrice de ultraînaltă tensiune.

Cîmpul electric din jurul liniilor electrice aeriene induce prin efect capacitiv o tensiune în toate corpurile conductoare aflate în acest cîmp și izolat în raport cu pămîntul. O atingere accidentală de către om a unui astfel de corp conduce la o descărcare prin om a sarcinilor electrice acumulate pe acest corp. Datorită pericolului pe care-l prezintă acest fenomen, apare necesitatea studierii cu atenție a tensiunilor induse electrostatic în corpurile aflate în cîmpul electric cît și a curenților de descărcare prin om.

Prezența omului într-un cîmp electric intens prezintă de asemenea o serie de probleme din punct de vedere biologic, datorită posibilităților de modificare a curenților biologici, care pot produce o serie de perturbații funcționale. Din acest punct de vedere, pentru aprecierea efectelor asupra omului este necesar să se poată determina intensitatea cîmpului electric deasupra solului în apropierea liniilor electrice aeriene, astfel încît să se poată stabili valorile la care este supus corpul omenesc.

În articolul de față se analizează efectele cîmpului electric, modul de calcul al valorilor cîmpului electric în diferite puncte din jurul liniei și curenții de descărcare prin om în cazul atingerii unor obiecte aflate în cîmpul electric.

2. Curenții de descărcare prin om în cazul atingerii unor obiecte aflate în cîmpul electric al unei linii electrice aeriene

Vehiculele plasate sub sau în apropierea liniilor electrice aeriene se află la un anumit potențial, funcție de capacitățile vehiculului față de linie și pămînt (pneurile vehiculelor practic îl izolează la pămînt). Dacă un astfel de vehicul este atins de un om, prin corpul omenesc se va descărca sarcina electrică înmagazinată pe vehicul sub forma unui curent.

Dacă vehiculul se află în cîmpul electric în momentul atingerii, curentul ce trece prin aer este un curent permanent.

Dacă vehiculul a ieșit din cîmpul electric, în funcție de proprietățile izolante ale pneurilor, el rămîne în continuare încărcat cu o anumită sarcină electrică. În momentul atingerii unui astfel de vehicul, curentul de descărcare prin om va fi sub formă de impuls.

Experiențele au arătat că percepția curenților permanenți de 50 Hz are loc pentru valori de peste 1 mA [1], [2], [10]. Acești curenți devin periculoși cînd ating valoarea curentului maxim admisibil pentru corpul omenesc. Pînă la această valoare a curentului, se consideră că omul își poate controla mușchii. Peste valoarea acestui curent maxim admisibil, omul nu-și mai poate controla mușchii, respirația devine foarte dificilă și poate apărea riscul unui atac de cord provocat de epuizare [1], [3], [4].

În literatură se dau valori ale curentului maxim admisibil pentru corpul omenesc cu o probabilitate de 0,5% ca acest curent să fie periculos (fig. 1):

9—10 mA pentru bărbați;

5—7 mA pentru femei;

4,5—5 mA pentru copii [1], [2], [5] [6], [8], [10]. În țara noastră, în STAS 2612—72 se admit valori ale curentului maxim admisibil prin corpul omenesc de 10 mA.

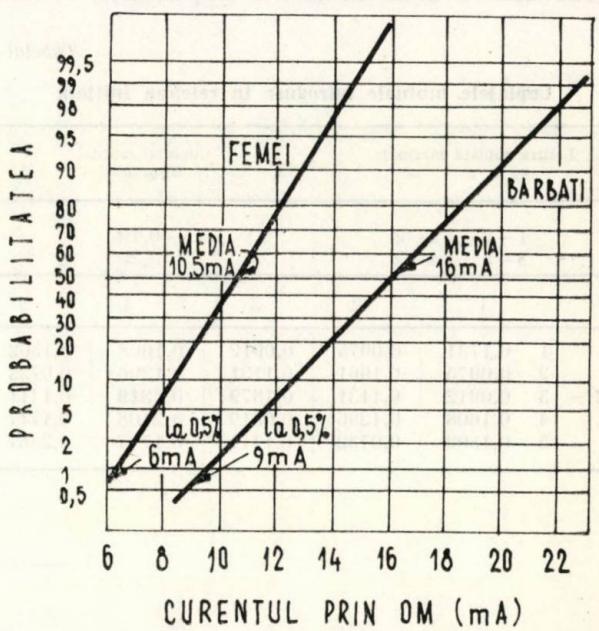


Fig. 1. Curbele de distribuție a curentului admisibil la frecvență industrială pentru 134 bărbați și 28 femei.

Valori mai mari ale curenților se admit funcție de durata acestora, respectiv conform formulei [8];

$$i = \frac{k}{\sqrt{t}}$$

* Autorii lucrează la ISPE.

Încărcarea vehiculelor cu o sarcină electrică poate prezenta și pericolul ca la alimentarea într-o stație de benzină (dacă vehiculul în prealabil nu a fost descărcat) să se producă scîntei electrice la descărcarea vehiculului în timpul alimentării, care să conducă la aprinderea amestecului carburant aer/vapori de benzină. Valoarea energiei minime necesare aprinderii amestecului aer/vapori de benzină este de circa 0,25 mJ [2], [3], [10], valoare pe baza căreia s-a stabilit ca limită maximă a potențialului admisibil al vehiculului de pînă la 800 V [2].

Obiectele metalice aflate în vecinătatea liniei de-a lungul culoarului liniei trebuie să se lege la pămînt pentru a se evita descărcarea acestora în momentul atingerii lor de către om. Fenomene periculoase pentru omul care se află într-un cîmp electric intens pot apărea și în cazul atingerii de către acesta a unor obiecte metalice legate la pămînt.

În acest caz apare o descărcare a capacității omului față de pămînt printr-un impuls de curent de forma [11]:

$$i_p = \frac{U_m}{R_e} e^{-\frac{t}{\tau}},$$

unde

U_m este valoarea tensiunii maxime între corpul omenesc și obiectul pus la pămînt;

R_e — rezistența de contact formată din rezistența omului și rezistența arcului;

τ — $R_c \cdot R_{om,\,p}$ (fig. 2).

Valoarea acestui curent de descărcare, chiar dacă nu prezintă un pericol mortal imediat,

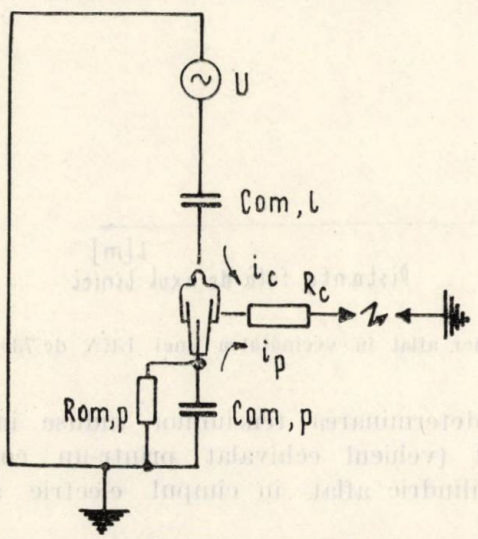


Fig. 2. Schema echivalentă în cazul în care un om atinge un obiect pus la pămînt:

U — sursa de tensiune echivalentă; $C_{om,\,l}$ — capacitatea echivalentă între linie și om; R_C — rezistență la contact; $R_{om,\,p}$, $C_{om,\,p}$ — componentele active și reactive ale rezistenței totale între om și pămînt înainte de descărcare; i_C — curentul dinspre sursă; i_p — curentul de descărcare a capacității omului față de pămînt.

este periculoasă datorită impulsului care creează niște reacții naturale ale oamenilor, periculoase în special în cazul lucrului la înălțime, într-o stație de conexiuni în apropierea instalațiilor sub tensiune [8], [11].

3. Influența cîmpului electric asupra oamenilor

Cîmpul electric intens are ca efect modificarea curenților biologici în om. Dacă valoarea curenților produși de cîmpul electric este mai mică decît valoarea curenților biologici sau de același ordin de mărime, perturbațiile care se produc datorită influenței cîmpului electric pot fi anulate după ieșirea din cîmpul electric. Dacă curenții produși de cîmpul electric sînt mai mari decît curenții biologici, perturbațiile produse de aceștia pot fi de durată sau chiar ireversibile.

Pînă în prezent nu s-a stabilit o valoare unică a intensității cîmpului electric periculoasă pentru om. Există păreri că pînă la $E = 5$ kV/m nu este nici un pericol [11], [12] pentru om, între 5 și 20 kV/m trebuie să se lucreze un timp limitat în cîmp electric. Peste 25 kV/m nu se poate lucra fără măsuri de protecție. Alți autori susțin că valori de 10 kV/m [10], 15 și 20 kV/m [12], [13], [15], [16], [17] pot fi suportate fără pericol pentru om.

Se menționează că valoarea cîmpului electric admisibil poate fi determinată în două ipoteze:

a) Nu se ia în considerație deformarea cîmpului datorită prezenței omului; în acest caz se compară valoarea cîmpului electric nedeformat cu valoarea limită biologică stabilită în laboratoare;

b) se ține seama de deformarea cîmpului datorită prezenței omului.

Se pare că modul de definire a limitei cîmpului electric diferit la diverși autori depinde tocmai de modul de determinare a cîmpului electric în prezența sau în absența oamenilor [14].

Efectele cîmpului electric se manifestă la oameni prin degradarea stării dinamice a sistemului nervos central, a inimii și vaselor sanguine (schimbarea structurii sanguine) [11].

Pînă la efectuarea unor studii de detaliu care să lămurească limitele biologice ale curenților induși electrostatic în om, este necesară evitarea creării unor cîmpuri intense în locurile circulate.

4. Calculul cîmpului electric al unei LEA și al curenților de descărcare prin om în cazul atingerii unor obiecte aflate în cîmpul electric

Pînă în prezent, pentru studiul influenței cîmpului electric al LEA s-au utilizat atît

metode analitice cît și modele fizice verificate în practică prin măsurători. În cadrul ISPE s-a elaborat un algoritm și program de calcul pentru calculatoare numerice. Rezultatele obținute din aceste calcule s-au comparat cu rezultatele publicate în literatură, obținîndu-se o concordanță foarte bună (fig. 3) [6], [9], [14].

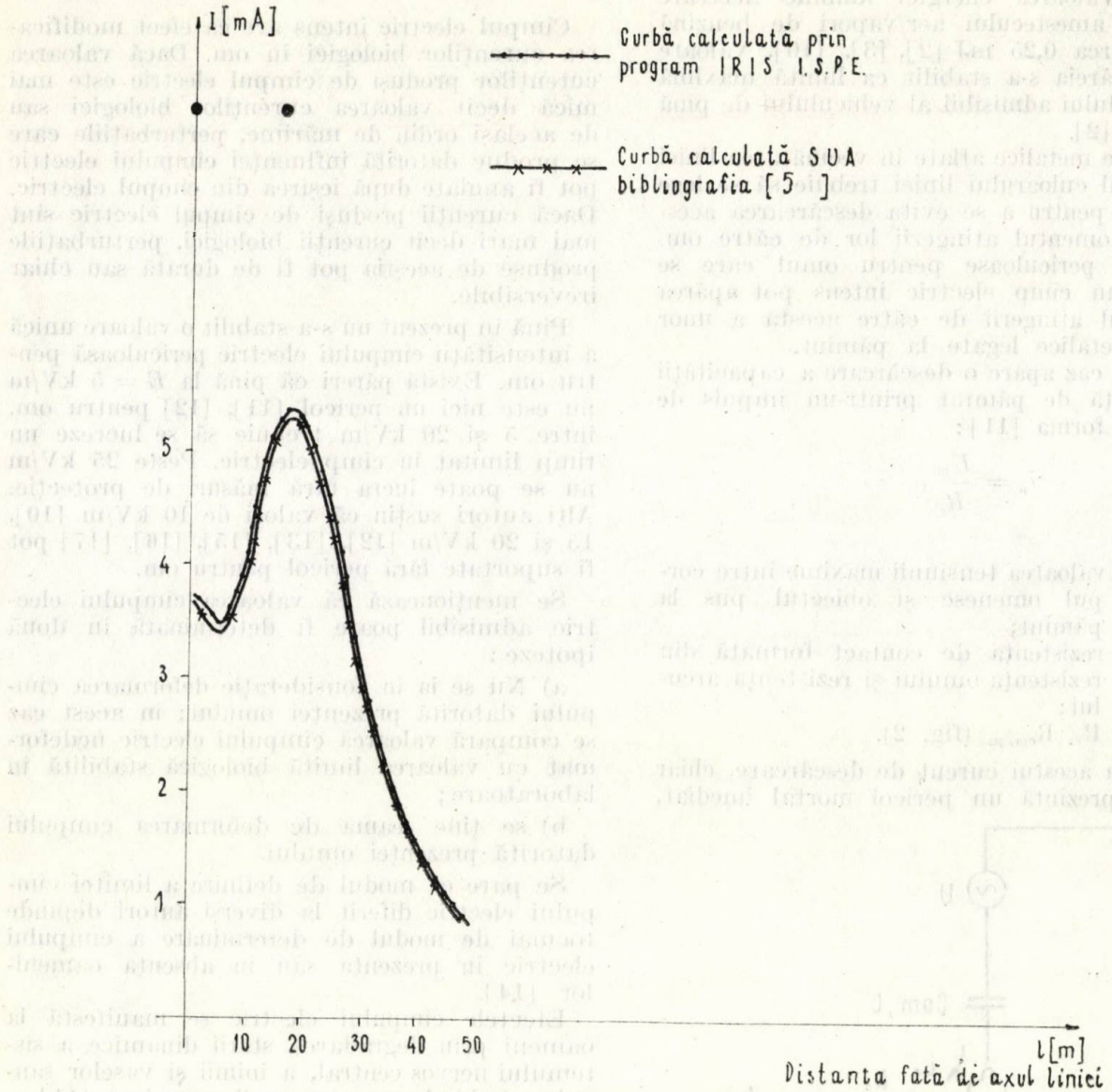


Fig. 3. Curentul de descărcare prin om în cazul atingerii unui trailer aflat în vecinătatea unei LEA de 735 kV.

Succesiunea calculelor este următoarea:

1) determinarea valorilor sarcinilor electrice pe conductoarele unei linii electrice aeriene;

2) determinarea potențialului electric în diferite puncte ale secțiunii transversale ale unei LEA, fără a ține seama de deformarea cîmpului electric prin prezența unor obiecte.

Diferența de potențial între două puncte aflate la distanța de 1 m dă amplitudinea intensității cîmpului electric;

3) determinarea tensiunilor induse într-un obiect (vehicul echivalat printr-un conductor cilindric aflat în cîmpul electric al liniei);

4) determinarea curentului ce trece prin om în cazul atingerii obiectului de la pct. 3.

Relațiile de calcul pentru fiecare etapă de calcul sînt prezentate în anexă.

5. Rezultate de calcul. Discuții

În figurile 4, 5, 6 și 7 sînt reprezentate intensitatea cîmpului electric la 1 m de sol în secțiunea transversală a unei LEA și variația acesteia în funcție de secțiunea conductoarelor, tensiunea nominală a liniei, înălțimea liberă a conductorului deasupra solului.

Pe aceleași figuri este reprezentată scara de curenți pentru curentul de descărcare prin

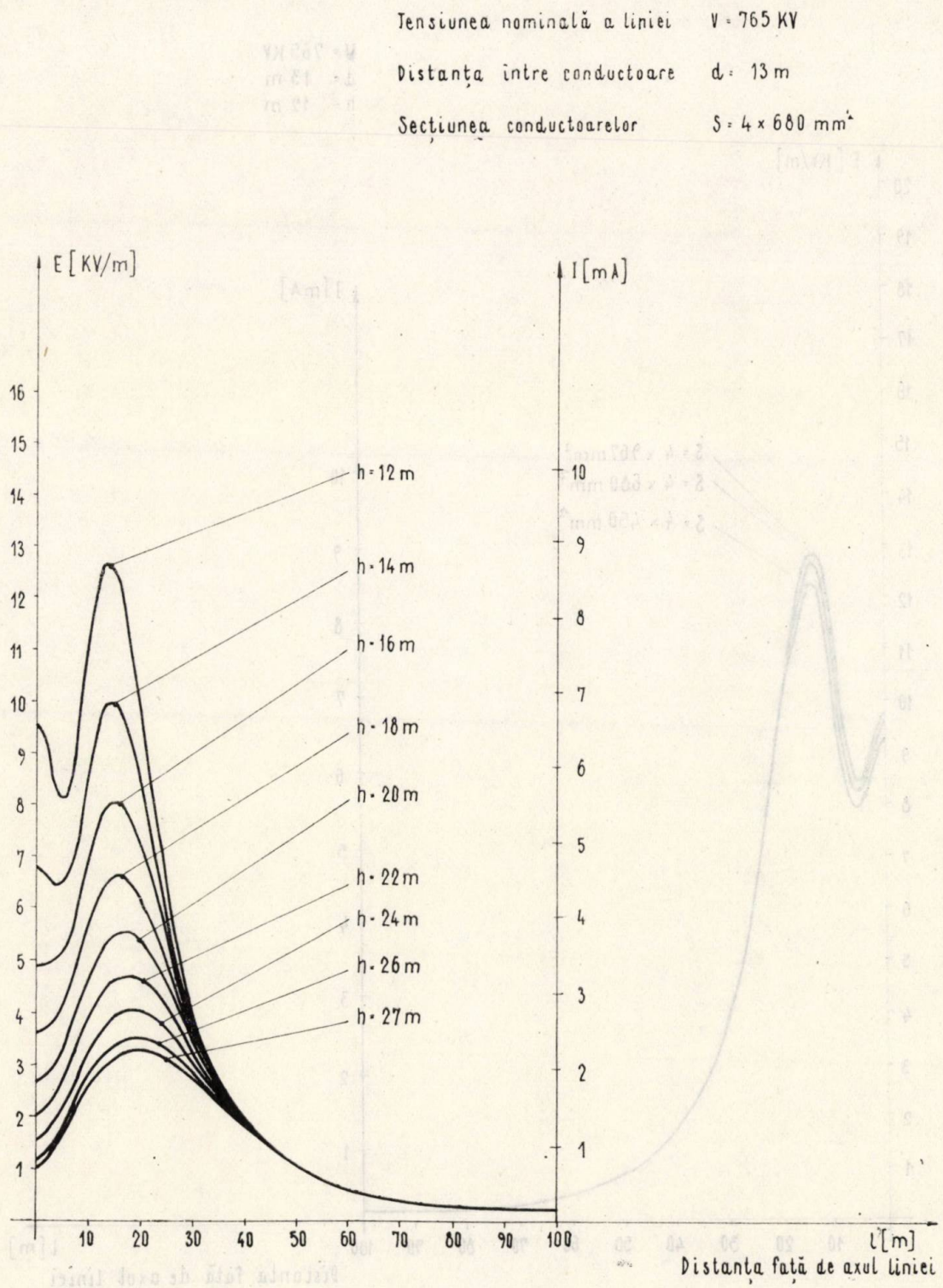


Fig. 4. Variația intensității cîmpului electric la 1 m de sol, funcție de înălțimea conductorului deasupra pămîntului (scara din dreapta — mA — determină curentul de descărcare prin om în cazul atingerii unui trailer cu dimensiunile din fig. 12).

om în cazul atingerii unui trailer cu dimensiunile din figura 12.

Din figurile respective rezultă că, practic, secțiunea conductoarelor sau variația mică a tensiunii în jurul tensiunii nominale nu influențează sensibil intensitatea cîmpului electric.

De asemenea, variația distanței între conductoarele subfasciculului nu duce la diferențe esențiale (fig. 8).

O influență substanțială o are înălțimea conductorului deasupra solului. Astfel, pentru o linie de 765 kV variația înălțimii conductoru-

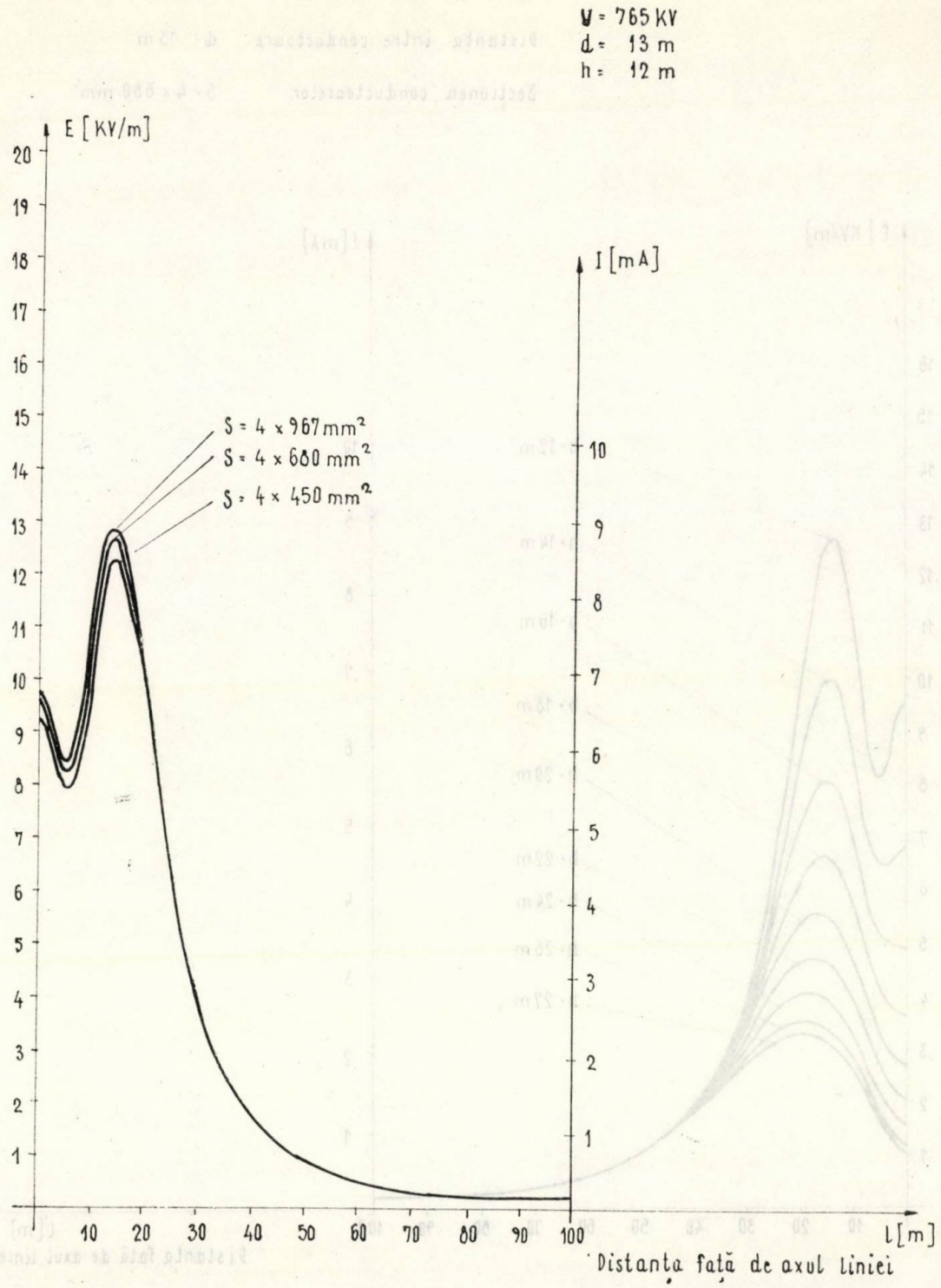


Fig. 5. Variația intensității cîmpului electric la 1 m de sol funcție de secțiunea conductoarelor LEA (scara din dreapta, idem fig. 4).

lui de la 12 la 16 m conduce la o reducere a intensității cîmpului electric la 1 m de sol de la 12,6 la 8 kV/m. În aceeași proporție se reduc și curenții de descărcare prin om în cazul atingerii unor obiecte. Din figura 7 rezultă variația intensității cîmpului electric pentru linii cu tensiuni nominale de la 400 la 1500 kV. Din acestea rezultă că, dacă pentru linii de 400 kV intensitatea cîmpului electric la 1 m de sol nu prezintă valori periculoase,

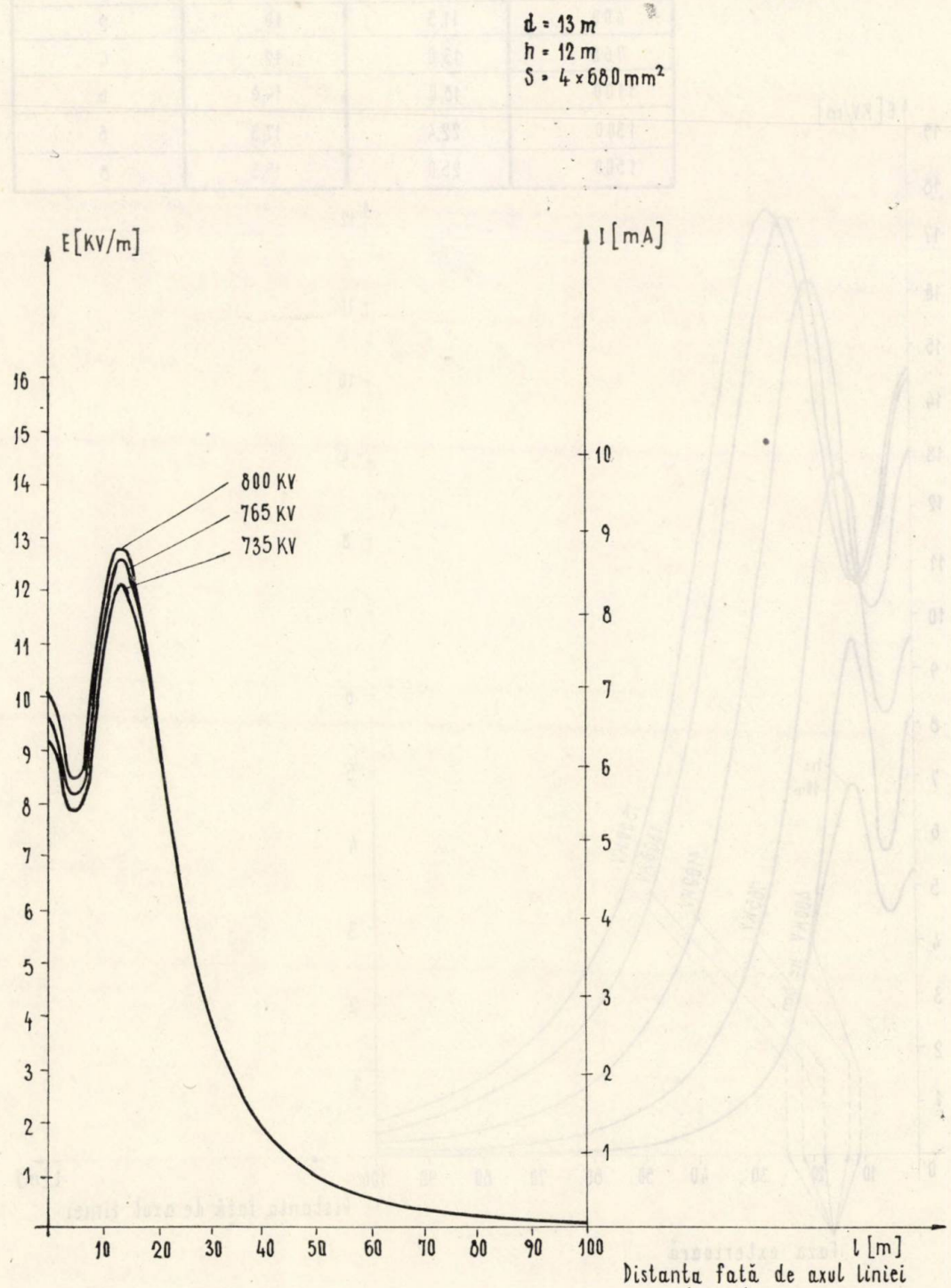


Fig. 6. Variația intensității cîmpului electric la 1 m de sol, funcție de tensiune 735—765—800 kV (scara din dreapta, idem fig. 4).

$S \cdot n \times 680\ mm^2$

Tensiunea nominală a LEA [KV]	Distanța între conductoare [m]	Distanța nominală la pământ [m]	Număr de conductoare pe fază [n]
400	11,3	8	2
400	11,3	10	2
765	13,0	12	4
1100	18,0	14,8	6
1300	22,4	17,3	8
1500	25,0	19,3	8

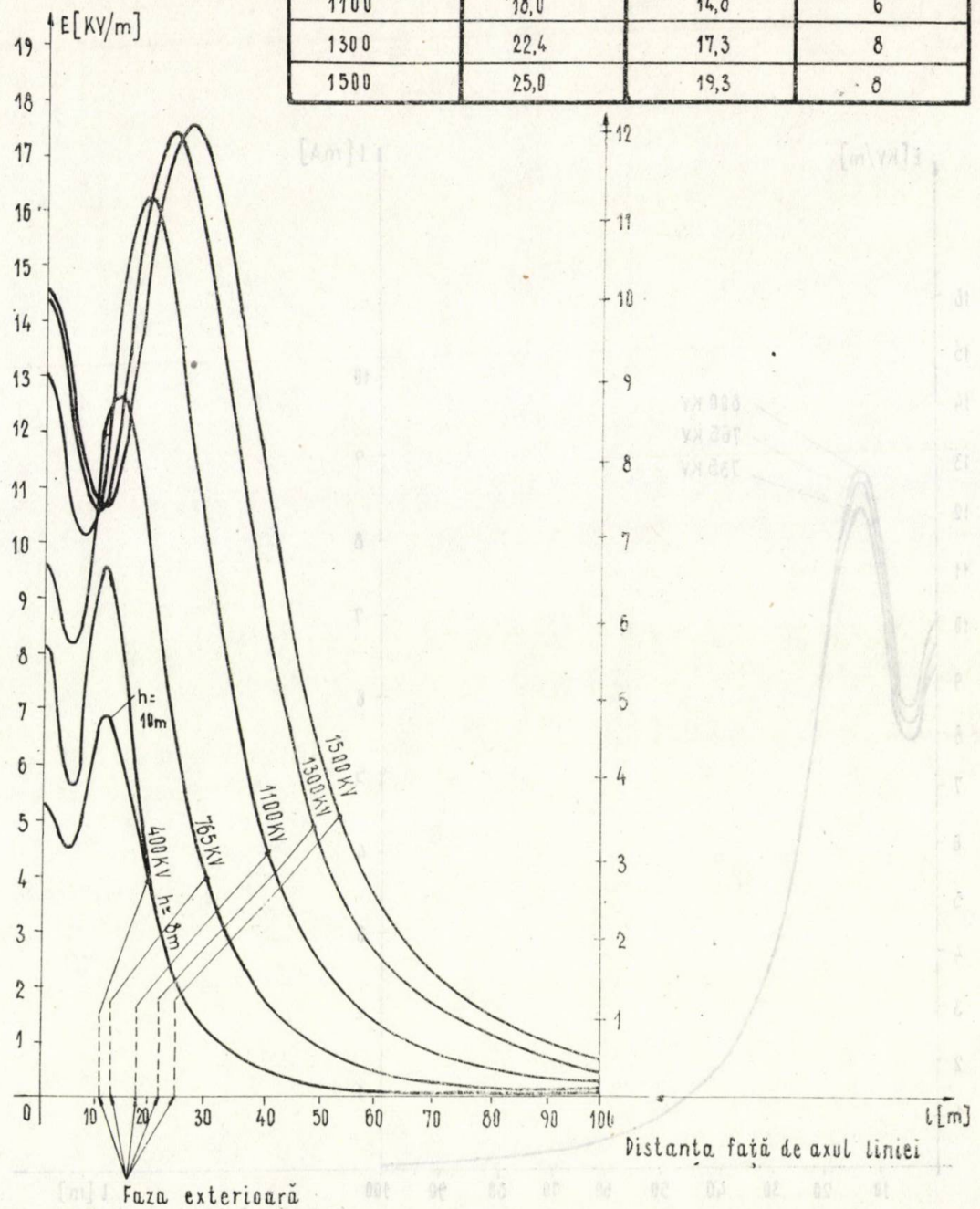


Fig. 7. Variația intensității cîmpului electric la 1 m de sol funcție de tensiunea nominală a unei LEA (scara din dreapta, idem fig. 4).

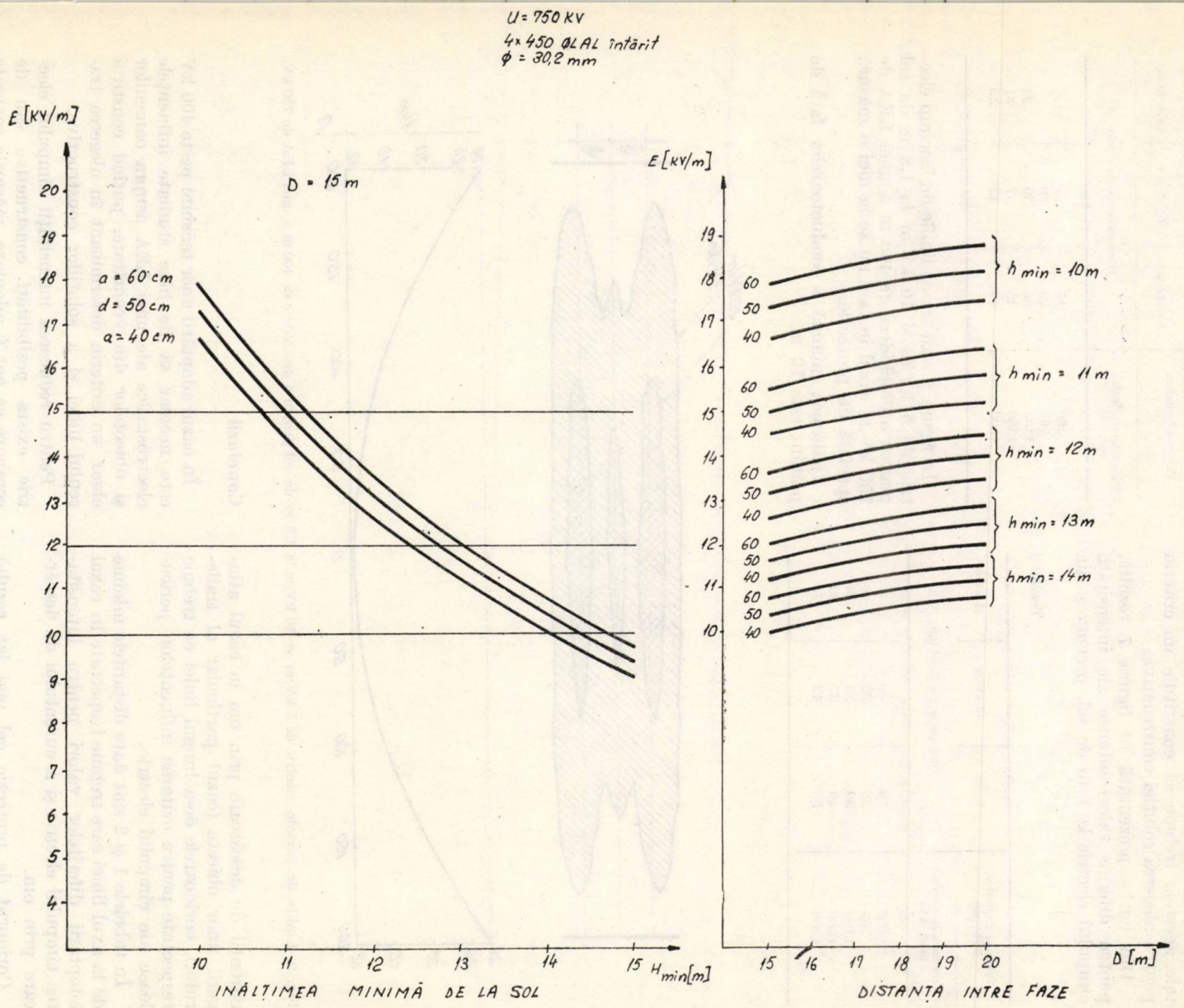


Fig. 8. Variația cîmpului electric maxim la înălțimea de 1,8 m de sol în funcție de înălțimea minimă a conductorului în deschiderea, distanța între faze și distanța între conductoare în fascicul.

pentru linii cu tensiuni nominale mai înalte intensitatea cîmpului electric şi, respectiv, efectele acesteia trebuie să constituie un criteriu pentru alegerea soluţiei constructive.

Din curba prezentată în figura 7 rezultă, pentru diferite valori admise ale intensităţii cîmpului electric la 1 m de sol, precum şi din

Tabelul 1

Valoarea limitativă, E (kV/m)	5 kV/m	10 kV/m	15 kV/m
Tensiunea nominală a liniei (kV)	Distanţa la axa liniei (m)		
400	19	—	—
765	28	20	—
1100	39	30	23
1300	49	37	30
1500	55	42	34

Tabelul 2

Valoarea limitativă I(mA)	I = 4,5 mA	I = 7 mA	I = 10 mA
Tensiunea nominală a liniei (kV)	Distanţa la axa liniei (m)		
400	17	—	—
765	25	20	—
1100	36	30	24
1300	45	37	31
1500	49	42	35

În figura 9 s-au trasat liniile de izocîmp electric de 5 kV/m şi 10 kV/m la 1,8 m de sol pentru o deschidere de 400 m a unei LEA de 750 kV în cazul în care nu se ia nici o măsură specială de protecţie.

Înălţimea minimă a conductoarelor faţă de pămînt este 12 m.

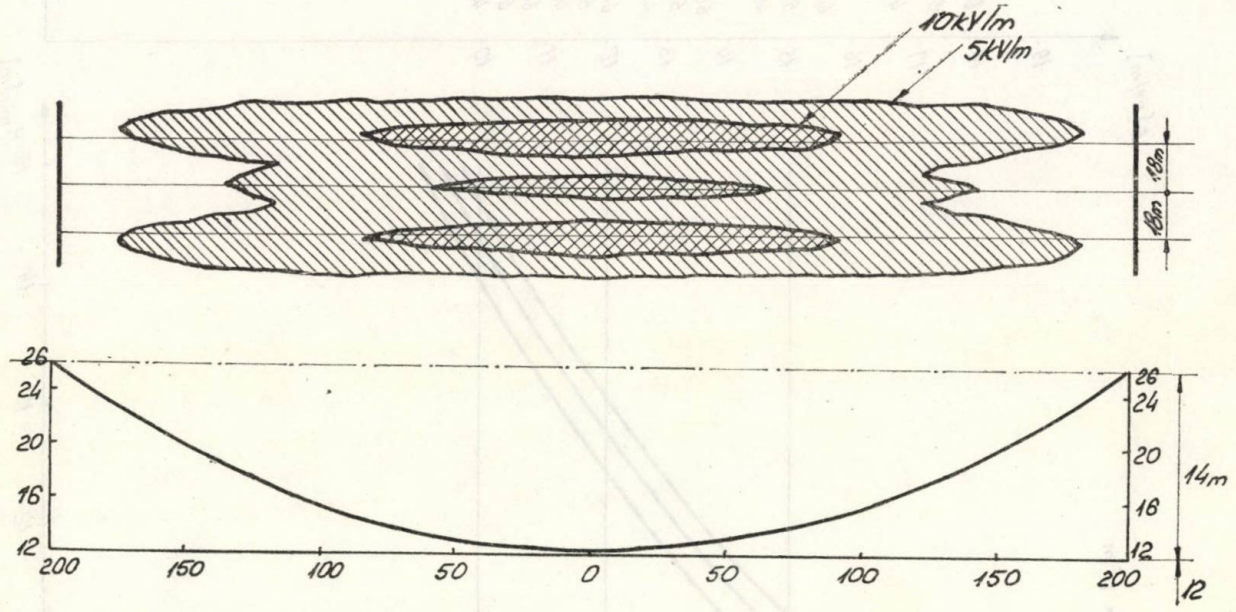


Fig. 9. Liniile de izocîmp electric de 5 kV/m şi 10 kV/m la 1,8 m de sol pentru o deschidere de 400 m a unei LEA de 750 kV.

curenţii de descărcare prin om în cazul atingerii unor obiecte (cazul particular al trailerului), coridoarele de-a lungul liniei ce trebuie respectate pentru evitarea influenţelor periculoase ale cîmpului electric.

În tabelele 1 şi 2 sînt date distanţele minime de la axul liniei care trebuie respectate în cazul adoptării diferitelor valori pentru intensitatea cîmpului electric şi a curentului de descărcare prin om.

Coridorul de protecţie cel mai lat rezultă pentru condiţia respectării intensităţii cîmpului electric la 1 m de sol sub 5 kV/m.

Concluzii

În cazul adoptării unor tensiuni peste 400 kV este necesar să fie bine studiate influenţele electrostatice ale unei LEA asupra oamenilor şi obiectelor din vecinătate, putînd constitui chiar un criteriu determinant în alegerea traseului liniei şi a soluţiilor constructive.

Pentru reducerea intensităţii cîmpului electric există posibilităţi constructive sau de ecranare ce pot fi adoptate, măsurile concrete pentru fiecare caz în parte trebuind să constituie obiectul unui calcul tehnico-economic.

Întrucît pînă la ora actuală nu există un punct de vedere unitar asupra valorii intensității cîmpului electric periculoase pentru om, este necesar ca o serie de studii biologice să detalieze această problemă în vederea normării unor valori.

ANEXĂ

Algoritm și program pentru calculul intensității cîmpului electric și al curenților de descărcare prin om în cazul atingerii unor obiecte aflate într-un cîmp electric

Programul de calcul permite obținerea atît a intensității cîmpului electric într-un anumit punct al unei secțiuni transversale a liniei cît și a curenților de descărcare prin om în cazul atingerii unor obiecte aflate în cîmpul electric (vehicule, obiecte rectangulare, conducte, conductoare, garduri etc.).

Problema cuplajului electrostatic poate fi tratată ca o problemă de rețea. În figura 10 se dă un exemplu al acestei interpretări pentru un vehicul aflat sub o linie trifazată simplu circuit.

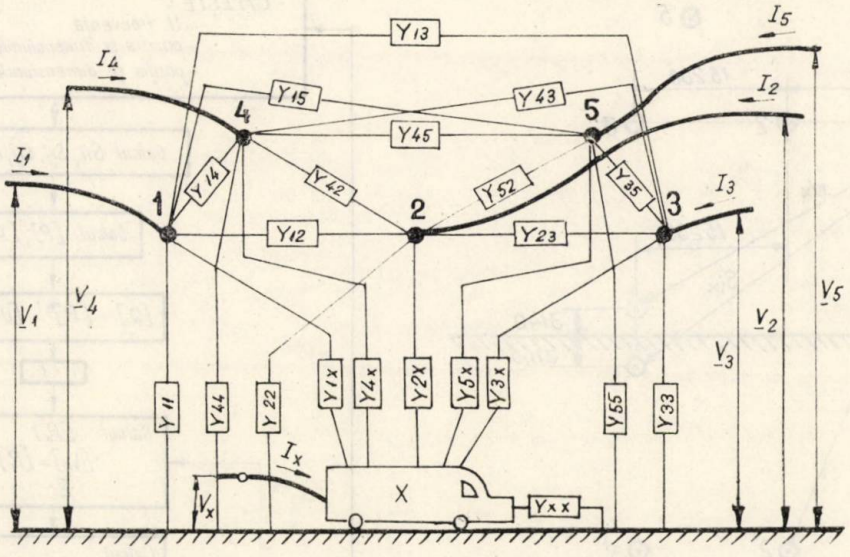


Fig. 10 Circuitul echivalent pentru studiul inducției electrostatice pe un vehicul sub o linie electrică aeriană.

Metoda de calcul constă din patru etape:

Etapa 1 — Determinarea valorilor sarcinilor electrice pe conductoarele unei linii electrice aeriene. Relațiile între tensiunea liniei, dimensiunile conductoarelor, distanțele între conductoare, între conductoare și pămînt și sarcinile pe conductoare pentru o linie electrică aeriană trifazată cu conductoare de protecție sînt următoarele:

$$\begin{aligned}
\underline{U}_1 &= P_{11}\cdot\underline{q}_1 + P_{12}\cdot\underline{q}_2 + P_{13}\cdot\underline{q}_3 + P_{14}\cdot\underline{q}_4 + P_{15}\cdot\underline{q}_5\\
\underline{U}_2 &= P_{21}\cdot\underline{q}_1 + P_{22}\cdot\underline{q}_2 + P_{23}\cdot\underline{q}_3 + P_{24}\cdot\underline{q}_4 + P_{25}\cdot\underline{q}_5\\
\underline{U}_3 &= P_{31}\cdot\underline{q}_1 + P_{32}\cdot\underline{q}_2 + P_{33}\cdot\underline{q}_3 + P_{34}\cdot\underline{q}_4 + P_{35}\cdot\underline{q}_5 \qquad \text{(A.1)}\\
\underline{U}_4 &= P_{41}\cdot\underline{q}_1 + P_{42}\cdot\underline{q}_2 + P_{43}\cdot\underline{q}_3 + P_{44}\cdot\underline{q}_4 + P_{45}\cdot\underline{q}_5\\
\underline{U}_5 &= P_{51}\cdot\underline{q}_1 + P_{52}\cdot\underline{q}_2 + P_{53}\cdot\underline{q}_3 + P_{54}\cdot\underline{q}_4 + P_{55}\cdot\underline{q}_5
\end{aligned}$$

unde

$$P_{ii} = \frac{1}{2\pi\varepsilon}\cdot\ln\cdot\frac{S_{ii}}{r_i} \qquad \text{[A.2.]}$$

$$P_{ij} = \frac{1}{2\pi\varepsilon}\cdot\ln\frac{S_{ij}}{s_{ij}}$$

$$\left\{\begin{matrix}\underline{U}_1\\ \underline{U}_2\\ \underline{U}_3\end{matrix}\right\} = U\left\{\begin{matrix}1+j\cdot 0\\ -\frac{1}{2}-j\frac{\sqrt{3}}{2}\\ -\frac{1}{2}+j\frac{\sqrt{3}}{2}\end{matrix}\right\} \qquad \text{[A.3]}$$

$\underline{U}_i$ — vectorul de tensiune a fazei i, față de pămînt, în V;

$\underline{q}_i$ — vectorul sarcinii pe faza i, în C/m.

Pentru conductoarele de protecție izolate față de stîlp se poate considera:

$$\underline{q}_4 = \underline{q}_5 = 0, \qquad \text{(A.4)}$$

întrucît prin aceste conductoare nu circulă curenți care să determine sarcini electrice.

Pentru conductoarele de protecție legate la stîlp se poate considera:

$$\underline{U}_4 = \underline{U}_5 = 0 \qquad \text{(A.5)}$$

S_{ii} — distanța între conductorul i și imaginea lui i, în m;

S_{ij} — distanța între conductorul i și imaginea conductorului j, în m;

s_{ij} — distanța între conductorul i și conductorul j, în m;

r_i — raza echivalentă a conductorului, în m.

Sistemul (A.1) poate fi scris sub formă matricială:

$$[\underline{U}] = [P]\cdot[\underline{Q}] \qquad \text{(A.6)}$$

Sarcinile pe conductoare sînt date de relația:

$$[\underline{Q}] = [P]^{-1}\cdot[\underline{U}] \qquad \text{(A.7)}$$

Etapa 2 — Determinarea potențialului electric în diferite puncte ale secțiunii transversale ale liniei electrice aeriene fără a ține seama de deformarea cîmpului electric prin prezența unor obiecte.

Se utilizează expresia :

$$[\underline{V}_x] = [P_x] \cdot [\underline{Q}] \qquad (A.8)$$

unde

$$P_{ix} = \frac{1}{2\pi\varepsilon} \cdot \ln \frac{S_{ix}}{s_{ix}} \qquad (A.9)$$

$[\underline{V}_x]$ — potențialul electric, în V;
$[\underline{Q}]$ — sarcina pe conductoare, determinată cu expresia (A.7), în C/m;
S_{ix} — distanța între conductorul i și imaginea punctului x, în m;
s_{ix} — distanța între conductorul i și punctul x, în m.

Diferența de potențial între două puncte aflate la distanța de 1 m dă amplitudinea intensității cîmpului electric, în V/m.

Etapa 3. — Determinarea tensiunii induse într-un obiect echivalent printr-un conductor cilindric aflat în cîmpul electric al liniei (fig. 11 și 12) :

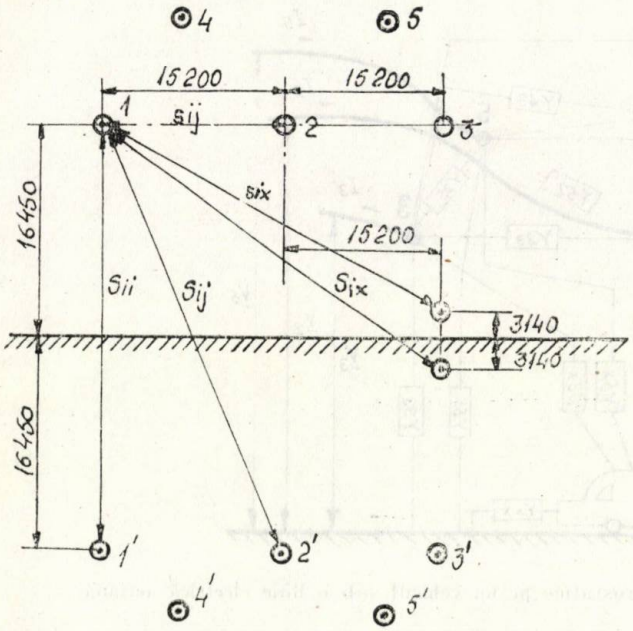


Fig. 11. Coronamentul pentru o linie electrică aeriană 735 kV și poziționarea trailerului.

Utilizînd relațiile din figura 10, se poate scrie relația :

$$\begin{bmatrix} \underline{I}_1 \\ \cdots \\ \underline{I}_x \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \underline{Y}_{11} & \vdots & \underline{Y}_{1x} \\ \cdots & \cdots & \cdots \\ \underline{Y}_{x1} & \vdots & \underline{Y}_{xx} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \underline{V}_1 \\ \cdots \\ \underline{V}_x \end{bmatrix} \qquad (A.10)$$

în care

$$[\underline{Y}] = j\omega\ [P]^{-1} \qquad (A.11)$$

— Pentru determinarea lui $[P]$ se folosesc relațiile (A.2).
— Indicele l se referă la elementele liniei.
— x este un punct situat pe un conductor fictiv ce trece prin centrul vehiculului (fig. 12).

Pentru determinarea tensiunii induse și a curentului de scurtcircuit se folosește teorema Thévenin.

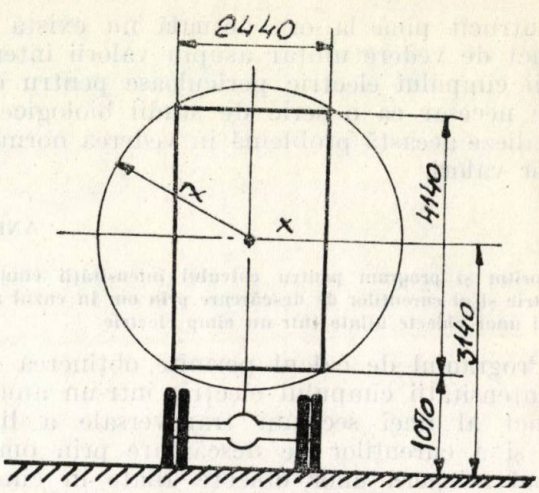


Fig. 12. Dimensiunile trailerului poziționat sub o linie electrică aeriană de 735 kV.

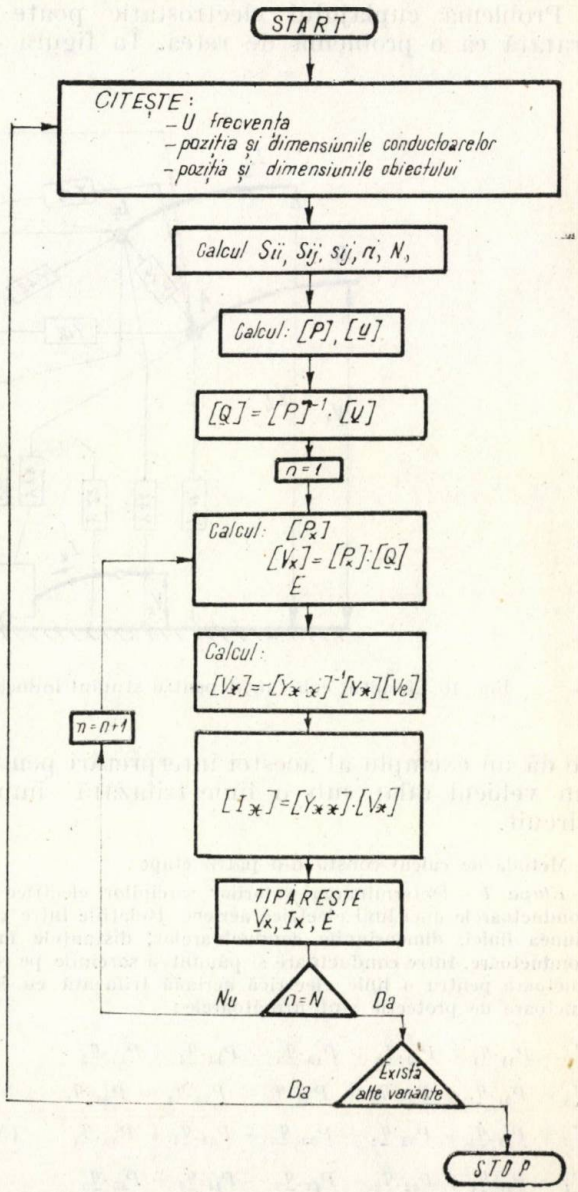


Fig. 13. Schema logică de calcul a intensității cîmpului electric și a curenților de descărcare prin om.

Echivalentul Thévenin pentru obiect este arătat în figura 14.

Pentru determinarea tensiunii induse în obiect avem, în acest caz:

$$[\underline{I}_x] = 0 \qquad \text{(A.12)}$$

Din (A.10) rezultă relația:

$$[\underline{V}_x] = -[\underline{Y}_{xx}]^{-1} \cdot [\underline{Y}_{xl}] \cdot [\underline{V}_l] \qquad \text{(A.13)}$$

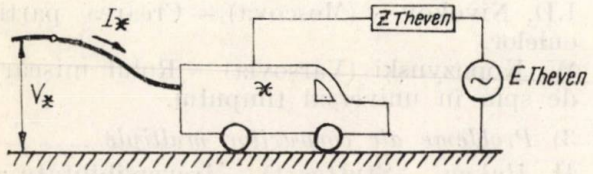


Fig. 14 Circuitul echivalent Thévenin.

Etapa 4. — Determinarea curentului de scurtcircuit

Impedanța de scurtcircuit, privită din punctul x al figurii 10, se determină prin pasivizarea schemei. În acest caz:

$$[\underline{V}_l] = 0 \qquad \text{(A.14)}$$

Dacă o tensiune va fi aplicată în nodul x, atunci curentul de scurtcircuit va fi:

$$[\underline{I}_x] = [\underline{Y}_{xl}] \cdot [0] + [\underline{Y}_{xx}] \cdot [\underline{V}_x] \qquad \text{(A.15)}$$

$$[\underline{I}_x] = [\underline{Y}_{xx}] \cdot [\underline{V}_x] \qquad \text{(A.16)}$$

și

$$\underline{Z}_{Thevcn} = 1/\underline{Y}_{xx} \qquad \text{(A.17)}$$

Folosind algoritmul de calcul prezentat mai înainte, s-a elaborat un program în limbaj FORTRAN pentru calculatorul IRIS-50 de la I.S.P.E.

Programul permite calcule pentru linii electrice aeriene cu mai multe circuite pe același stîlp și pentru linii electrice aeriene paralele.

Schema logică de calcul este prezentată în figura 13.

Bibliografie

[1] Balderston, G. Jr. ș.a. *Etude des lignes de transport en courant alternatif à ultrahaute tension d'après les résultats d'essais du „Project UHV".* CIGRE 1972, rap. 31—12.

[2] Paris, L., ș.a. *Une étude de la conception des paramètres des lignes de transport au-dessus de* 1 000 kV. CIGRE 1972, rap. 31—15.

[3] Oakeshott, D.F. *Tension induite dans les véhicules sous les lignes aériennes.* CIGRE 1966, rap. 338, anexa D.

[4] Erbacher, W. și Schmidl, H. *Effets d'induction des lignes haute tension.* CIGRE 1958, rap. 303.

[5] René, I.G. și Radu P. Comșa. *Computer analysis of electrostatically induced currents on finite objects by EHV transmission lines.* În: IEEE Trans. on PAS, 87, nr. 4, 1968, p. 997—1002.

[6] Radu P. Comșa și René, J.G. *Air model for study of electrostatic induction by transmission lines.* În: IEEE Trans. on PAS, 87, nr. 4, 1968, p. 1002—1010

[7] Tranen, J.D. și Wilson, G.L. *Electrostatically induced voltages and currents on conducting objects under EHV transmission lines.* În: IEEE Trans. on PAS, 90, nr. 2, 1971, p. 768—776.

[8] * * * IEEE Working Group Report. *Electrostatic effects of overhead transmission lines.* Part I, *Hazards and Effects.* În: IEEE Trans. on PAS, 91, nr. 2, 1972, p. 422—426.

[9] * * * IEEE Working Group Report. *Electrostatic effects of overhead transmission lines.* Part II. *Methods of calculation.* În: IEEE Trans. on PAS, 91, nr. 2, 1972, p. 426—444.

[10] Barber, P.B. ș.a. *Lignes de transport aériennes dans l'environnement de l'Angleterre et du Pays de Galles.* CIGRE 1974, rap. 22—01.

[11] Korobkova, V.P. ș.a. *Influence du champ électrigue dans les postes à 500 et 750 kV sur les équipes d'entretien et les moyens de leur protection.* CIGRE 1972, rap. 23—06.

[12] * * * *Rapport final du groupe ad-hoc UHT de la CIGRE.* În: Electra nr. 24, oct. 1972.

[13] Barbes, H.C. și Thoren, B. *Le programme de recherches UHT AEP—ASEA. Résultats obtenus jusgu'en 1973 et réalisation d'un projet de station et de ligne d'essais de réseau.* CIGRE 1974, rap. 31—10.

[14] Schneider, K.H. ș.a. *Courants de déplacement vers le corps humain causés par le champ diélectrigue sous les lignes de transport d'énergie.* CIGRE 1974, rap. 36—04.

[15] Thoren, B. *A 1973 look at UHV.* ASEA, Vasterâs. Suedia.

[16] Jancke, G. ș.a. *Le réseau suédois à 800 kV.* CIGRE 1974, rap. 31—11.

[17] Balderston, G.Jr. ș.a. *Rapport d'activité du „Project UHV" de l'EPRI* (Electric Power Research Institute). CIGRE 1974, rap. 31—02.

[18] Clarke, E. *Analiza circuitelor sistemelor electroenergetice.* Editura tehnică, București, 1973.

[19] Munteanu, C. și Dăncilă, M. *Considerații privind cîmpurile electrice din vecinătatea instalațiilor electrice de înaltă și foarte înaltă tensiune (stații și linii electrice).* În: Construcții și montaje energetice, 6, nr. 6, 1973, p. 297—301.

[20] Munteanu, C. și Dăncilă, M. *Curenții induși în corpul omenesc — rezultat al acțiunii cîmpurilor electrice de mare intensitate.* În: Construcții și montaje energetice 7, nr. 7, 1973, p. 357—365.

(Articol intrat în redacție la 10 august 1974)

ENERGIE ȘI FIZICĂ

A treia conferință generală a Societății europene de fizică

București, 9—12 septembrie 1975

În prima jumătate a lunii septembrie 1975 a avut loc la București, sub înaltul patronaj al președintelui României, tovarășul Nicolae Ceaușescu, a treia Conferință generală a Societății europene de fizică, cu tema: „Energie și fizică".

În cadrul ședinței inaugurale, primul ministru al guvernului român, Manea Mănescu, a dat citire mesajului adresat de președintele Republicii Socialiste România, Nicolae Ceaușescu, participanților la conferință.

Joi 11 septembrie, tovarășul Nicolae Ceaușescu și tovarășa Elena Ceaușescu, împreună cu alți conducători de partid și de stat, au primit un grup de personalități științifice de peste hotare participante la Conferința generală a Societății europene de fizică.

Conferința a analizat în principal multiplele aspecte ale energiei, aplicative și teoretice.

Discuțiile s-au purtat în jurul a șase domenii importante, și anume: producerea energiei prin (conversie pe planeta noastră (fisiune, fuziune, solară, chimică, geotermică, atmosferică), producerea energiei la scară cosmică (astrofizică, particule elementare), transferul energetic al materiei biologice, strategii energetice și prognoză, transportul și stocarea energiei, energia și probleme ale corpurilor multiple (mecanică, statistică fizică, fizică nucleară).

Au participat peste 600 de reprezentanți din aproape 30 de țări europene, S.U.A. și Canada.

Lucrările conferinței s-au desfășurat în sesiuni plenare și paralele. Programul conferinței:

Marți 9 septembrie

Sesiunea plenară

P.L. Kapitza (U.R.S.S.) — Fizică și energie.
W. Häfele (IIASA, Laxenburg) — Strategii pentru energie.
A. Weinberg (S.U.A.) — Maturitatea energiei nucleare.

Sesiuni paralele

1) *Fizica particulelor elementare*

G. Capon (CNEN, Frascati) — Particule nou descoperite.
L.B. Okun (JNR Dubna) — Analiza hadronilor cu ajutorul leptonilor.
V.P. Sarantzev (JINR, Dubna) — Energii înalte, cum?

2) *Energie în astrofizică*

G. Setti (Bologna) — Cosmologia observațională.
H. Reeves (CEN, Scalay) — Producerea elementelor în perioadele de început ale universului.
I.D. Nivokov (Moscova) — Crearea particulelor.
W. Kopczynski (Varșovia) — Rolul mișcării de spin în universul timpului.

3) *Probleme ale corpurilor multiple*

H. Haken (Stuttgart) — Ireversibilitate și fluctuații în fizica laserilor.
R. Bălescu (Bruxelles) — Noi rezultate ale școlii belgiene în domeniul ireversibilității.

4) *Transportul și stocarea energiei*

A. Rocher (Franța) — Transportul și stocarea energiei — privire generală.
W.T. Eeles (Marea Britanie) — Bateriile electrice pentru stocarea energiei.
D.T. Schröder (Aachen, R.F.G.) — Stocarea energiei termice.
F. Williams (Marea Britanie) — Procese de conversiune ale cărbunelui.

5) *Folosirea energiei solare*

T.K. Page (Marea Britanie) — Energia solară și preocupări actuale.

Miercuri 10 septembrie

Sesiunea plenară

A. Trautman (Varșovia) — Energie, gravitație și cosmologie.
P. Aigrain (Franța) — Utilizarea energiei solare.
L. Van Hove (Geneva) — Energie și materie în fizica particulelor.
O.M. Prokhorov (Moscova) — Fuziune și laseri.

Sesiuni paralele

1) *Fizica particulelor elementare*

R. Omnes (Univ. Orsay) Particulele elementare și cosmologia.
C. Rubbia (Geneva) — Energii înalte, de ce?
H. Hecht (Observ. Mendon) — Neutrino în univers.

2) *Probleme ale corpurilor multiple*

C. Jona (Lasinio) Comportamentul critic în termenii conceptelor probabilistice și ergodice.
E. Brezin (Franța) — Metode ale teoriei câmpului, aplicate în studiul fenomenelor critice.
C. de Dominicis (Franța) — Grup renormalizat și comportamentul dinamic în regiunea critică.

3) *Producerea și distribuția energiei*

G. Bogner (R.F.G.) — Probleme ale conductoarelor și dialectricilor pentru cabluri criogenice.
A. Winsel (R.F.G.) — Conversiunea electrochimică a energiei; aspecte ale materialelor utilizate.
B. Edmondson (Marea Britanie) — Probleme ale materialelor în reactoarele nucleare.

4) *Fizică nucleară*

Z. Szymanski (Varșovia) — Suprafața energiei nucleare și preocupări pentru noi elemente.

5) *Folosirea energiei solare*

F.P. Califano (Italia) — Efectul fotovoltaic.

Joi 11 septembrie

Sesiunea plenară

I. Ursu (România) — Energia, noi obiective și preocupări în fizică.
M. Archer (Marea Britanie) — Aspecte fotochimice ale conversiei energiei solare.
H.T. Witt (Berlin-Vest) — Procese energetice în biologie.
C.M. Braams (R.F.G.) — Stadiul actual al cercetărilor termonucleare.

Sesiuni paralele

1) *Energia în astrofizică*

K.A. Pounds (Marea Britanie) — Observarea surselor compacte de raze X.
E. Schatzman (Observ. Meudon) — Stadii tîrzii ale evoluției stelare și supernovelor.
T.M. Stewart (R.F.G.) — Găurile negre (Black holes).
C.J. Pethick (S.U.A.) — Stelele neutron.

2) *Fizică nucleară*

W. Creiner (R.F.G.) — Probleme fundamentale în fizica ionilor grei.

3) *Materiale pentru producerea și distribuția energiei*

D. Wynn Jones (Marea Britanie) — Panel asupra electroliților solizi.

4) *Utilizarea energiei solare*

G. Forti (Italia) — Fotosinteza.
G. Stein (Israel) — Utilizarea fotochimică a energiei solare.

5) *Strategii de cercetări în energie*

G. Drilhon (OECD, Paris) — Aspecte internaționale ale cercetărilor în domeniul energiei.
B. Berkovsky (UNESCO) — Programul de energie UNESCO.
A. Weinberg (S.U.A.)—Cercetări energetice în anul 2000.
T. Went (Olanda) — Dezvoltarea breeder-ilor termici.

Vineri 12 septembrie

Sesiune plenară

G. Nicolis (Belgia) — Energie, disipare și structură.
C. Marchetti (IIASA)—Laxenburg) — Transportul și stocarea energiei.

Sesiuni paralele

1) *Fizica particulelor elementare*

D.W. Wilkinson (Marea Britanie) — Particulele elementare și nucleii.
T. Bell (Geneva) — Perspective în teoriile cîmpului unificat.

2) *Energie în astrofizică*

G. K. Miley (Observ. Leiden) — Surse radio extragalactice.
C. M. Ozernoy (Moscova)—Surse de energie în nuclei galactici activi.
R. Wielebinsky (R.F.G.) — Stele pulsatorii.
N. T. Holloway (Marea Britanie) — Teoria stelelor pulsatorii.

3) *Învățămîntul pentru fizică*

K.W. Keohane (Marea Britanie) — Direcții în știința educației.

4) *Strategii de cercetări în energie*

A. Gheorghe (România) — Modelarea structurală în managementul cercetărilor în energie.
A. Colomb (Elveția) — Aspecte economice ale producerii energiei.
K. Meyer — Alick (R.F.G.) — Aspecte ecologice ale cercetărilor în energie.
A. Decken (R.F.G.) — Evaluarea surselor de energie.
N. Kurti (Marea Britanie) — Tehnologii pentru utilizarea eficientă a energiei.

5) *Geofizică*

H. Stiller ș.a. (Polonia) — Investigații în mecanismele cutremurelor.

În referatul său, acad. P.L. Kapitza s-a referit la probleme ale interfeței dintre fizică și energie, producerea acesteia din urmă în condiții economic avantajoase și pe scară largă. El s-a ocupat în special de corelația dintre densitatea de energie a diverselor forme de producere a energiei, criteriile economice aferente acestora, evidențiind direcții viitoare de cercetări fundamentale și aplicative în domeniul fizicii. Exemplele date au analizat patru surse energetice, de tip termic, electric, biologic și în final nuclear. Limitările privind densitatea de energie (date de vectorul Umov — Poynting) constituie o indicație utilă în elaborarea strategiilor de cercetare pentru găsirea a noi surse de energie.

Profesorul Häfele de la IIASA — Laxenburg a insistat asupra necesității unei abordări globale pentru trecerea de la surse de energie ieftine, dar limitate, la surse de energie costisitoare, dar disponibile în cantități vaste. O atenție specială s-a acordat interdependenței diferitelor obiective în dezvoltarea surselor de energie, cît și în unele din tehnologiile potențiale pentru opțiuni viitoare (cărbune, fisiune, energie solară, fuziune, energie geotermică).

El a menționat că prioritățile de cercetare în domeniul energiei sînt : stocarea și transportul energiei, lichefierea cărbunelui, fizica atmosferei și dinamica oceanelor (controlul climei globului), producerea de hidrogen, energia solară ieftină, fuziunea. A insistat asupra ideii că noile opțiuni ale tehnologiei pentru producerea energiei trebuie să se dovedească în viitor flexibile în funcționare. Vorbitorul s-a ocupat pe larg și de mecanismul penetrării pe piața energeticii a diferitelor tipuri de combustibili (de exemplu lemn, cărbune, petrol nuclear etc.) și utilizarea acestor rezultate într-un model de „învățare" în scopul evaluării viitoarelor strategii pentru energie. În modelarea sistemelor pentru energie, un rol important îl are tehnica scenariilor în clarificarea unei gîndiri conservatoare. Aceste scenarii trebuie să se concentreze în special asupra problemei energetice a CO_2, introducerea de noi tehnologii cît și luarea în considerare a utilizării hidrogenului.

Dr. A. Weinberg de la Institutul pentru analiza energiei — Oak-Ridge (S.U.A.) a analizat în detaliu stadiul dezvoltării energeticii nucleare și în special a filierelor de tip PWR, AGCR, HIGCR. Prin contrast cu acestea, doar unei singure filiere de reactoare reproducătoare rapide — LMFBR — i s-a acordat o atenție serioasă. „Această atitudine unilaterală pentru o singură filieră de dezvoltare a breeder-ilor pare a fi imprudentă". Autorul a luat apoi în discuție binecunoscuta replică : „Cît de sigur este suficient de sigur?" (How safe is safe enough?), insistînd asupra elaborării de noi strategii de proiectare în vederea creșterii securității sistemelor energetice nucleare.

Profesorul A. Trautman de la Universitatea din Varșovia a discutat pe larg corelația energie — gravitație, cosmologie, introducînd ideea că găurile negre (black holes) din univers sînt surse de energie de mare potențial ; energia acestora poate fi extrasă în scopul utilizării eficiente. O problemă similară a tratat și T.M. Stewart în comunicarea „Black boles".

În comunicarea sa, „Energia, noi obiective și preocupări în fizică", acad. prof. I. Ursu de la I.F.A. București a făcut o amplă prezentare a impactului fizicii în conjunctura creată de criza energetică, implicațiile dezvoltării pe viitor a științei și tehnologiei. În general s-a insistat asupra necesității armonizării soluțiilor tehnice, a căutării pentru fezabilitate științifică a alternativelor de producere a energiei (dimensiune tehnologică și de cultură). Fizica are menirea de a implementa în economia mondială de energie noi surse și vectori, care ar putea astfel transforma economia actuală, bazată pe ideea unui ciclu deschis, într-o atitudine de conservare, economie de tip ciclu închis. În acest sens au fost amplu prezentate cîteva alternative posibile de viitor (de exemplu hidrogen), toate acestea elaborate în scopul creșterii bunăstării omenirii pe planeta noastră.

Energia solară reprezintă o formă alternativă în vectorul de energie al viitorului. Dr. M. Archer de la Royal Institution din Londra s-a ocupat în expunerea sa de „Aspectele fotochimice ale conversiei energiei solare".

Stocarea pe termen lung a energiei solare poate fi realizată pe baza reacției fotochimice enderogonice de tipul :

$$R \underset{D}{\overset{nh\nu}{\rightleftarrows}} P$$

unde R reprezintă reactantul fotochimic ce reacționează în scopul producerii produsului metastabil P (procesul se poate realiza și în etape multiple). P poate fi reconvertit la R prin intermediul unei evoluții de energie. Comunicarea a prezentat cîteva aspecte generale ale conversiei fotochimice solare, indicîndu-se în același timp linii ale procesului în general. În al doilea rînd s-au discutat cîteva din reacțiile specifice ce au fost deja propuse a fi utilizate pe plan mondial în scopul conservării energiei solare. În al treilea rînd au fost descrise principiile conversiei energiei fotoelectrochimice folosind electrozi metalici și semiconductivi. Lucrarea a fost de o înaltă ținută științifică și s-a bucurat de un larg interes din partea celor prezenți la congres.

Comunicarea dr. C.M. Braams de la FOM — Inst. V. Plasmafysica, Jutphaas, Olanda, s-a referit în special la viitorul reactoarelor de fuziune. Nu este încă cazul de a face afirmații definitive asupra necesităților de resurse și a chestiunilor deșeurilor radioactive ridicate de utilizarea acestei filiere de reactoare. Stadiul actual al reactoarelor de fuziune este însă încurajator pentru dezvoltarea în viitor a acestora.

De deosebit interes și atenție s-a bucurat lucrarea dr. Nicolis de la Universitatea liberă din Bruxelles, cu tema : „Energie, disipare și structură". Sistemele fizico-chimice, datorită transferului de masă și energie la care sînt supuse, pot manifesta fenomenul de autoorganizare cu o anumită regularitate spațială temperată sau de propagare a frontului de undă. Disiparea energiei se apreciază că este o consecință directă a proprietății de autoorganizare.

Lucrarea a pus într-o lumină nouă chestiuni fundamentale termodinamice ale unor astfel de structuri disipative. Exemplele au inclus domeniile teoriei reacţiilor chimice, chimiei organice şi biologiei. Dr. Marchetti de la IIASA—Laxenburg, în lucrarea sa „Transportul şi stocarea energiei", s-a ocupat în special de a evidenţia următoarele : (1) chestiunea energiei primare nu este chiar atît de importantă pe cît se pare, (2) transportul energiei nu este problema cea mai importantă în studiul sistemelor de energie şi (3) chestiunea previziunilor de energie pe termen lung este deosebit de dificilă. În alocuţiunea sa, vorbitorul a insistat asupra aspectelor economice ale sistemelor mari de energie ($C = a\,S^b$, unde C este costul unei centrale ; S — mărimea centralei ; a, b — constante sau b este un factor de scală) şi a scos în evidenţă legăturile complexe ce apar între funcţia de transport a energiei şi structura sistemului de energie. A fost analizată importanţa proprietăţilor combustibilului sau a formelor de energie la determinarea proprietăţilor sistemelor de distribuţie a acesteia. În final a fost studiată posibilitatea de a transporta negentropia (partea „utilă" a energiei produse), disociată de energie, într-un sistem acceptabil din punct de vedere tehnic. Acest lucru va prelua din inconvenientele de azi ale poluării termice a mediului înconjurător.

bateriilor electrice pentru stocarea energiei (W.T. Eeles — Marea Britanie), stocarea energiei termice (D.T. Schröder — R.F.G.) şi procese de conversie a combustibilului solid (F. Williams — Marea Britanie). S-au studiat în detaliu posibilităţi de stocare a hidrogenului, conversiunea şi stocarea căldurii etc., insistîndu-se şi asupra limitelor şi competitivităţilor economice ale alternativelor posibile.

În secţia „Strategii de cercetare ale energiei" s-au discutat chestiuni legate de aspecte ale politicii dezvoltării sistemelor de energie. În cuvîntul de deschidere, dr. D. Schumacher din R.F.G. a evidenţiat diferitele priorităţi de cercetare prezentate de prof. Häfele şi cele ale Comisiei de Energie atomică din S.U.A., care consideră drept strategii de viitor conversia energiei cu randament ridicat în producţie şi utilizare, producţia proprie prin descoperirea de noi rezerve de petrol şi gaze. Gazeificarea cărbunelui, noi tehnologii nucleare, studii şi cercetări privind securitatea CNE, studierea surselor de energie pe termen lung — nivelele de planificare ale cercetării se realizează astfel : internaţional, naţional, sector de cercetare al energiei, institut de cercetare, echipă şi individ. În cadrul procesului de cercetare şi dezvoltare (R & D) trebuie să existe o corelare corespunzătoare cu necesităţile şi resursele existente azi (fig. 1). O reprezentare grafică privind cooperarea internaţională instituţionalizată şi

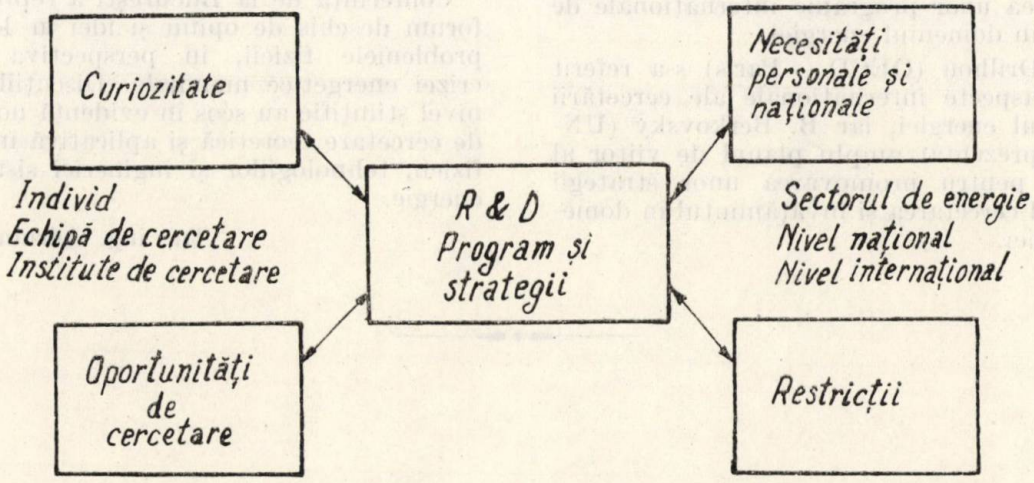


Fig. 1. Scenariu privind necesităţile pentru R & D.

Sesiunile de după-amiază, aşa cum s-a arătat, s-au desfăşurat în şedinţe paralele. De interes pentru cititorii revistei „Energetica" se menţionează secţiile : Transportul şi stocarea energiei ; Utilizarea energiei solare ; Strategii de cercetare pentru energie.

În secţiunea „Transportul şi stocarea energiei" s-au prezentat comunicări în legătură cu starea actuală pe plan mondial a problemei în acest domeniu (A. Rocher — Franţa) ; rolul bilaterală în domeniul strategiilor de energie se prezintă în figura 2.

Dr. A. Weinberg, în comunicarea sa „Cercetări energetice în anul 2000", s-a referit pe larg la preocupările organizaţionale şi tehnologice în S.U.A. pentru a face faţă cu succes şi a depăşi criza energetică contemporană şi a răspunde necesităţilor energetice pentru sfîrşitul sec. XX. El a arătat că strategiile americane în acest domeniu sînt : independente faţă

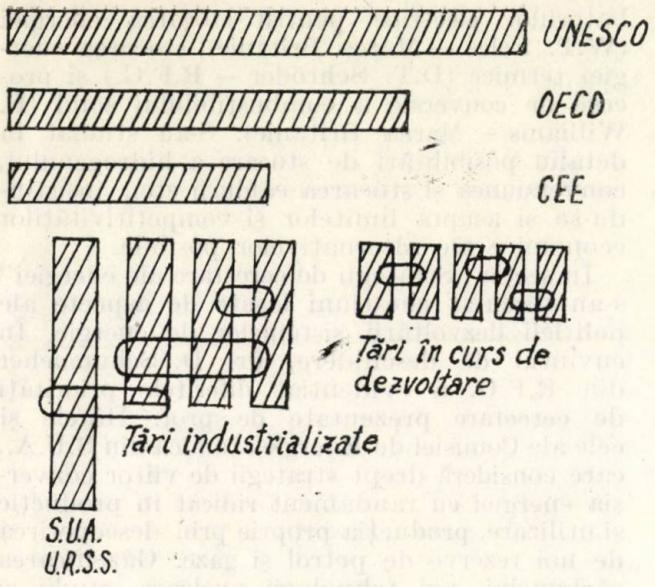


Fig. 2. Cooperare internațională în energetică.

de surse primare din import, menținerea cooperării internaționale, scăderea șomajului, stabilitate economică și păstrarea unei calități corespunzătoare a mediului ambiant. Utilizarea economică a energiei solare reprezintă un obiectiv important ce urmează a fi realizat. Opțiunea reactoarelor reproducătoare rapide trebuie să fie reevaluată și accelerată corespunzător. Un lucru important îl va constitui și elaborarea unor programe internaționale de cooperare în domeniul energiei.

Dr. G. Drilhon (OECD — Paris) s-a referit la cîteva aspecte internaționale ale cercetării în domeniul energiei, iar B. Berkovsky (UNESCO) a prezentat amplu planul de viitor al UNESCO pentru promovarea unor strategii noi privind cercetarea și învățămîntul în domeniul energiei.

O echipă de cercetători din Olanda a prezentat un studiu de caz privind dezvoltarea filierei de reactoare termice rapide și rezultate experimentale olandeze. Cel de-al doilea panel în domeniul strategiilor de cercetare s-a preocupat cu precădere de aspectele economice ale producerii energiei. El a fost condus de dr. T. Went (Olanda). Dr. A. Gheorghe (România) a prezentat cîteva considerații privind utilizarea modelării structurale în managementul strategiilor de energie; s-a insistat în special asupra necesității utilizării unor noi clase de metodologie și modele matematice (sistemele fuzzy și lingviste etc.) în scopul utilizării acestora în aplicațiile practice ale sistemelor de energie cu mai multă eficiență.

S-au discutat apoi, pe rînd, implicațiile ecologice privind cercetarea în energie (Meyer — Abick — R.F.G.), evaluarea din punct de vedere economic a surselor de energie (A. Decken — R.F.G.), aspecte economice ale producerii energiei (A. Colomb — Elveția), tehnologii în vederea unei utilizări eficiente a energiei (N. Kurti — Marea Britanie).

În cadrul conferinței, prof. V.F. Weisskopf de la MIT, Cambridge (S.U.A.), a prezentat lecția memorială Powell, în legătură cu aspectele sociale, teoretice și de perspectivă privind responsabilitatea fizicii în lumea contemporană.

În încheiere, președintele Societății Europene de Fizică, prof. H.B.G. Casimir, a prezentat comunicarea „Conceptul de energie".

Conferința de la București a reprezentat un forum deschis de opinii și idei în legătură cu problemele fizicii, în perspectiva rezolvării crizei energetice mondiale. Discuțiile de înalt nivel științific au scos în evidență noile direcții de cercetare teoretică și aplicativă în domeniul fizicii, tehnologiilor și ingineriei sistemelor de energie.

Dr. ing. **Adrian Gheorghe**

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 621.311.2.001.5

Брукнер, А. и *Георге, А.:* **Систематическое учитывание одной схемы по производству энергии; замысел аэрогенератора — водохранилища**

Рассматривается модель анализа целесообразности капиталовложений по освоению ветроэнергетики в варианте с накоплением.

Energetica 23 (1975), N 9—10, стр. 233

ДК 621.311.2.004.2

Поп, М. и *Амэриуцей, Д.:* **Испытания, касающиеся пуска в действие после остановки от субботы до понедельника (28 часов) одной группы с конденсацией в 50 МВТ, ввиду работы в пиковом режиме**

Краткий обзор относительно конструктивных изменений в установках с целью сокращения времени пуска после кратковременных остановок. Представлены результаты измерений, выводы относительно возможностей сокращения времени пуска и условия, которые при этом необходимы.

Energetica 23 (1975), N 9—10, стр. 238

ДК 621.316.925: 67/68

Ковар, Е.: **Несколько возможностей ускорения релейной защиты в промышленном предприятии**

Представлены некоторые схемы защиты, которые позволяют сокращение числа ступеней времени и ускорение работы релейной защиты электрических установок на промышленной платформе. Таких результатов добиваются путем концентрации в одном пункте и интерпретацией способа поведения релейной защиты, установленной в различных пунктах сети промышленной платформы.

Energetica 23 (1975), nr. 9—10, стр. 244

ДК 621.35 :66.095.5 + 66.097

Сабэу, И.: **Быстрый процесс фотохимического окисления электроизоляционных неаддитивных масел**

Energetica 23 (1975), nr. 9—10, стр. 250

ДК 621.311.1: 681.14

Дариэ, С. и *Ман, А.:* **Синтез электрических сетей на основе взаимосвязи**

Новый алгоритм и вычислительная программа, которые позволяют построение матрицы узлового импеданса для электрических сетей со взаимосвязью.

Energetica 23 (1975), nr. 9—10, стр. 254

ДК 621.315.1 :537.2

Ватрэ, Ф. и *Кристович, А.:* **Некоторые проблемы, поднятые электростатическими возбуждениями воздушных электрических линий сверхвысокого напряжения**

Energetica 23 (1975), nr. 9—10, стр. 258

ХРОНИКА

ДК 621.31 + 53 :061.3

Георге, А.: **Эндвцня и физика**— Генеральная 3-я Конференция Европейского общества по физике. Бухарест, сентябрь 1975 г.

Energetica 23 (1975), nr. 9—10, стр. 270

INHALTSVERZEICHNIS

DK 621.311.2.001.5

Bruckner, A. und *Gheorghe, A.*: **Systembedingte Betrachtungen zu einem Energiegewinnungsschema. Das Konzept Windgenerator-Speichersee**

Es wird ein Analysenmodell zur Feststellung der Zweckmassigkeit von Investitionen zur Auswertung der Windenergie unter Berücksichtigung der Varianten mit Energiespeicherung dargestellt.

Energetica 23 (1975), H. 9—10, S. 233

DK 621.311.2004.2

Pop, M. und *Amăriuței, D.*: **Anfahrversuche nach 28-stündigem Betriebsstillstand mit einem 50-MW-Kondensationsturbionensatz zum Einsatz bei der Überwindung des Gipfellastverbrauchs**

Es handelt sich dabei um eine kurze Darstellung der nach kurzzeitigen Betriebsstillständen zur Verkürzung der Anfahrdauer getroffenen technischen Massnahmen. Weiter werden die Messergebnisse, die Schlussfolgerungen und die Möglichkeiten zur Verkürzung der Anfahrdauer sowie die dabei zu berücksichtigenden Bedingungen gezeigt.

Energetica 23 (1975), H. 9—10, S. 238

DK 621.316.925: 67/68

Covar, E.: **Einige Mölichkeiten zur Ansprechbeschleunigung der Relaisschutzanlagen in einem Industriebetrieb**

Es werden einige Schutzschaltungen angegeben, die eine Verkürzung der Zeitstufen und eine Beschleunigung der Ansprechbarkeit des Relaisschutzes in den elektrischen Anlagen eines industriellen Ballungsgebiets gestatten. Dies wird dadurch erreicht, dass die an verschiedenen Netzknoten angelegten Schutzeinrichtungen zu einer zentralen Auswertungsstelle zusammengeführt werden, wo das Verhalten der Schutzeinrichtungen entsprechend beurteilt wird.

Energetica 23 (1975), H. 9—10, S. 244

DK 621.35 :66.095.5 + 66.097

Sabău, I.: **Schnellverfahren zur photochemischen Oxydation unnaddivierter Isolieröle**

Energetica 23 (1975), H. 9—10, S. 250

DK 621.311.1 :681.14

Darie, S. und *Man, A.*: **Synthese der elektrischen Netze mit gegenseitiger Ankopplung**

Ein neuer Algorythmus und ein Rechenprogramm zum Aufbau und zur Änderung der Knotenimpedanzmatrix elektrischer Netze mit gegenseitiger Ankopplung

Energetica 23 (1975), H. 9—10, S. 254

DK 621.315.1 :537.2

Vatră, F. und *Cristovici, A.*: **Zur Frage der elektrostatischen Beeinflussung durch die Übertragungsfreileitungen sehr hoher Spannung**

Energetica 23 (1975), H. 9—10, S. 258

CRONIK

DK 621.31 + 53 :061.3

Gheorghe, A.: **„Energie und Physik" — Die dritte Generalkonferentz der Europäischen Physik-Gesselschaft, Bukarest, September 1975**

Energetica 23 (1975), H. 9—10, S. 270

SOMMAIRE

CD 621.311.2.001.5

Bruckner, A. et *Gheorghe, A.* : **Considérations systèmiques sur un schéma de production de l'énergie. Concept d'aérogénérateur — lac d'accumulation**

Les auteurs présentent un modèle d'analyse de l'opportunité des investissements pour mettre en valeur l'énergie éolienne, dans des variantes avec accumulation.

Energetica 23 (1975), no. 9—10, p. 233

CD 621.311.2.004.2

Pop, M. et *Amăriuței, D.* : **Expérimentations concernant le démarrage après l'arrêt de samedi à lundi (28 heures) d'un groupe de condensation de 50 MW, en vue de son fonctionnement en régime de crête**

Brève exposition des modifications apportées aux installations dans le but de réduire le temps de démarrage après l'arrêt de courte durée. Les résultats des mesures, les conclusions sur la possibilité de réduire le temps de démarrage, les conditions requises y sont présentés.

Energetica 23 (1975), no. 9—10, p. 238

CD 621.316.925 :67/68

Covar, E. : **Quelques possibilités de'accélération des protections par relais dans une entreprise industrielle**

On présente quelques schémas de protection permettant de réduire le nombre de degrés de temps et d'accélérer le fonctionnement de certaines protections des installations électriques d'une plate-forme industrielle. Ces résultats sont obtenus par la concentration en un point et l'interprétation du mode de comportement des protections par relais montées dans différents points du réseau de la plate-forme industrielle.

Energetica 23 (1975), no. 9—10, p. 244

CD 621.35 :66.095.5 + 66.097

Sabău, I. : **Procédé rapide d'oxydation photochimique des huiles électroisolantes sans additif**

Energetica 23 (1975), no. 9—10, p. 250

CD 621.311.1:681.14

Darie, S. et *Man, A.* : **Synthèse des réseaux électriques avec accouplements mutuels**

Nouvel algorithme et programme de calcul qui permet de construire et de modifier la matrice d'impédance nodale pour les réseaux électriques avec accouplements mutuels.

Energetica 23 (1975), no. 9—10, p. 254

CD 621.315.1 :537.2

Vatră, F. et *Cristovici, A.* : **Quelques problèmes relevés par les influences électrostatiques des lignes électriques aériennes ultra-haute tension**

Energetica 23 (1975), no. 9—10, p. 258

CHRONIQUE

CD 621.31.+53 :061.3

Gheorghe, A. : **„Energie et Physique" — La troisiéme Conférence générale de la Société Européenne de Physique — Bucarest, septembre 1975.**

Energetica 23 (1975), no. 9—10, p. 270

CONTENTS

DC 621.311.2.001.5

Bruckner, A. and *Gheorghe, A.* : **Systemic considerations about a power generation scheme. Concept air-generator — storage pond**

An analysis model for the opportunity of investment for the use of wind energy, the versions with a storage pond is presented.

Energetica 23 (1975), nr. 9—10, p. 233

DC 621.311.2.004.2

Pop, M. and *Amăriuței, D.* : **Experiments regarding start-up after saturday-monday downtime (28 hours) of a 50 MW condensation unit, for peak load operation**

Short presentation of the changes necessary for the installations after the saturday — monday downtime in order to reduce the start-up time after short term downtime. The measurement results, the conclusions regarding the possibility to cut down thetime necessary for start-up, the conditions which must be considered are presented.

Energetica 23 (1975), nr. 9—10, p. 238

DC 621.316.925: 67/68

Covar, E. : **Some relay protection acceleration possibilities in an industrial unit**

Some protection schemes which enable the reducing of time steps and the operation acceleration of some electric installation protections of an industrial area are presented. These results are obtained by concentrating in a point and interpreting the protection relay behaviour mounted in different parts of the industrial area network.

Energetica 23 (1975), nr. 9—10, p. 244

DC 621.35: 66.095.5 + 66.097

Sabău, I. : **Rapid photochemical oxidation procedure of the non-activated electroinsulating oils**

Energetica 23 (1975), nr. 9—10, p. 250

DC 621.311.1: 681.14

Darie, S. and *Man, A.* : **Mutual couplings electric network synthesis**

A new algorithm and calculation program which enable the construction and modification of the nodal impedance matrix for mutual coupling electric networks.

Energetica 23 (1975), nr. 9—10, p. 254

DC 621.315.1: 537.2

Vatră, F. and *Cristovici, A.* : **Some problems of the ultra-high overhead voltage lines electrostatic influence**

Energetica 23 (1975), nr. 9—10, p. 258

CHRONICS

DC 621.31 + 53: 061.3

Gheorghe, A. : **„Energy and Physics" — The third General Conference of the European Society for Physics — Bucharest, september 1975**

Energetica 23 (1975), nr. 9—10, p. 270

INSTITUTUL DE CERCETĂRI ȘI MODERNIZĂRI ENERGETICE

ICEMENERG

București, Bd. Energeticienilor nr. 8, sect. IV
Tel. 21.46.30

BAZA EXPERIMENTALĂ a Laboratorului de hidrotehnică în centrale termoelectrice din ICEMENERG, construită după cele mai noi concepții, este dotată cu următoarele instalații experimentale :

- Stand experimental pentru hidrotransportul materiilor solide
- Instalație semiindustrială de hidrotransport
- Stand pentru încercarea la încovoiere a tuburilor din mase plastice
- Mașină pentru studiul rezistenței la abraziune a conductelor
- Stație-pilot pentru turnuri de răcire 20-45000 m^3/h, scara 1/1
- Tunel aerodinamic pentru turnuri de răcire, scara 1/1
- Stand de cercetări aerodinamice pentru turnuri
- Stand pentru cercetări termice la turnuri de răcire
- Stand experimental pentru lacuri de răcire, scara 1/100 - 1/500
- Stand pentru etalonarea instalațiilor debitmetrice pe conducte
- Canal vitrat pentru cercetări hidraulice și difuzie

Activitatea sectorului de hidrotehnică în centrale termoelectrice se desfășoară în următoarele domenii :

- Hidrotransportul prin conducte al materiilor solide : cenuși, zguri, șlamuri, cărbuni, nisipuri, minereuri etc.
- Înlocuirea conductelor metalice cu conducte de hidrotransport și termoficare din material plastic
- Turnuri de răcire de mare capacitate în contracurent sau curent încrucișat
- Materiale noi în sistemele de răcire ale turnurilor de răcire
- Lacuri de răcire.
- Mișcări nepermanente pe conducte și canale
- Poluare termică în rîuri și lacuri
- Debitmetrie pe circuitele de răcire
- Aparataj de măsură și semnalizare a parametrilor caracteristici în turnuri de răcire, hidrotransport, debitmetrie etc.

Realizările mai însemnate ale sectorului :

- Hidrotransportul zgurilor și cenușilor
- Folosirea conductelor din poliester armat cu fibră de sticlă la hidrotransport

- Soluții noi pentru măsurători ale debitului de apă pe conducte, ale vitezei aerului, ale concentrației hidroamestecului etc.
- Aerodinamica și schimbul de căldură la turnurile de răcire de mare capacitate
- Termohidrodinamica lacului de răcire pentru o centrală nuclearoelectrică
- În domeniile de mai sus, Laboratorul hidro are o bogată experiență, fiind în

ICEMENERG

INSTITUTUL DE CERCETĂRI ȘI MODERNIZĂRI ENERGETICE

ICEMENERG

EXECUTĂ CERCETĂRI ȘTIINȚIFICE PENTRU ASIGURAREA :

- dezvoltării sistemului energetic ;
- exploatării sigure și economice a instalațiilor din sistemul energetic ;
- continuității și siguranței în alimentarea consumatorilor ;
- ridicării nivelului tehnic în proiectarea, construcția și exploatarea instalațiilor de producere, transport și utilizare a energiei electrice și termice.

ICEMENERG

ACORDĂ ASISTENȚĂ TEHNICĂ PRIN STUDII, CERCETĂRI ȘTIINȚIFICE ȘI SERVICE ÎN DOMENIILE :

- sisteme, stații și rețele electrice ;
- producerea și utilizarea energiei electrice ;
- tehnica tensiunilor înalte ;
- automatizare ;
- instalații termomecanice ale centralelor termoelectrice și de termoficare ;
- chimia centralelor termoelectrice ;
- hidrotehnică industrială în centrale termoelectrice ;
- centrale hidroelectrice ;
- cercetări economice și organizarea științifică a producției.

ICEMENERG

PRODUCE APARATE ȘI ECHIPAMENTE SPECIALE DE MICĂ SERIE PENTRU :

- instalații de telemecanică ;
- instalații de telecomunicații ;
- instalații de automatizare și protecție prin relee ;
- aparataj pentru dotarea laboratoarelor de încercări în centrale, stații și rețele electrice.

1976 MAI 24

ICEMENERG

EFECTUEAZĂ LUCRĂRI DE SERVICE PE BAZĂ DE CONTRACTE CU ÎNTREPRINDERI EXPORTATOARE ÎN ROMÂNIA, PENTRU APARATE DE MĂSURĂ ȘI CONTROL ELECTRICE ȘI ELECTRONICE ÎN PERIOADA DE GARANȚIE A ACESTORA.

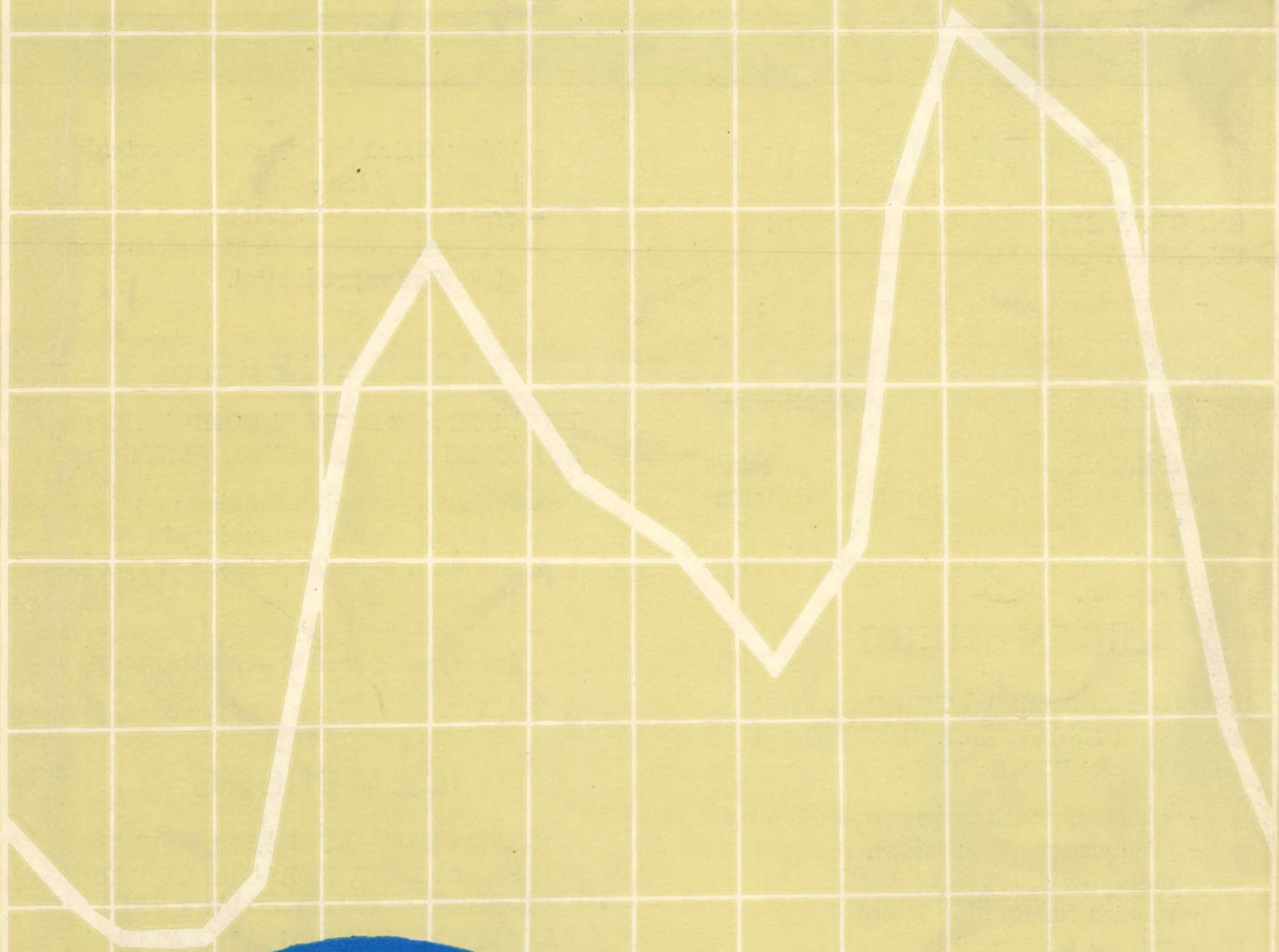
București, Bd. Energeticienilor, nr. 8, sect. IV
Tel. 21.46.30

E2039

MW

REFERALVA

11-12



energetica

VOLUMUL XXIII
BUCUREȘTI
NOIEMBRIE — DECEMBRIE 1975

0 6 12 18 24

ICEMENERG

INSTITUTUL DE CERCETĂRI ȘI MODERNIZĂRI ENERGETICE

ICEMENERG

EXECUTĂ CERCETĂRI ȘTIINȚIFICE PENTRU ASIGURAREA :

- dezvoltării sistemului energetic ;
- exploatării sigure și economice a instalațiilor din sistemul energetic ;
- continuității și siguranței în alimentarea consumatorilor ;
- ridicării nivelului tehnic în proiectarea, construcția și exploatarea instalațiilor de producere, transport și utilizare a energiei electrice și termice.

ICEMENERG

ACORDĂ ASISTENȚĂ TEHNICĂ PRIN STUDII, CERCETĂRI ȘTIINȚIFICE ȘI SERVICE ÎN DOMENIILE :

- sisteme, stații și rețele electrice ;
- producerea și utilizarea energiei electrice ;
- tehnica tensiunilor înalte ;
- automatizare ;
- instalații termomecanice ale centralelor termoelectrice și de termoficare ;
- chimia centralelor termoelectrice ;
- hidrotehnică industrială în centrale termoelectrice ;
- centrale hidroelectrice ;
- cercetări economice și organizarea științifică a producției.

ICEMENERG

PRODUCE APARATE ȘI ECHIPAMENTE SPECIALE DE MICĂ SERIE PENTRU :

- instalații de telemecanică ;
- instalații de telecomunicații ;
- instalații de automatizare și protecție prin relee ;
- aparataj pentru dotarea laboratoarelor de încercări în centrale, stații și rețele electrice.

ICEMENERG

EFECTUEAZĂ LUCRĂRI DE SERVICE PE BAZĂ DE CONTRACTE CU ÎNTREPRINDERI EXPORTATOARE ÎN ROMÂNIA, PENTRU APARATE DE MĂSURĂ ȘI CONTROL ELECTRICE ȘI ELECTRONICE ÎN PERIOADA DE GARANȚIE A ACESTORA.

București, Bd. Energeticienilor, nr. 8, sect. IV
Tel. 21.46.30

F-2039

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR DOKUMENTÁCIÓS OSZTÁLY 1883 BUDAPEST

ENERGETICA

ORGAN AL MINISTERULUI ENERGIEI ELECTRICE
ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR
DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

ANUL 23 Nr. 11–12 1975

Cuprinsul

		Pag.
C. Budeanu şi *S. Dragu*	**Modificări ale mediului natural ca urmare a creării lacurilor de acumulare**	275
C. Moţoiu şi *V. Muşatescu*	**Probleme privind folosirea energetică a deşeurilor menajere în oraşe termoficate**	278
N. Dănilă, G. Chercea şi *N. Kerlész*	**Determinarea debitului de apă de răcire care circulă prin condensatorul unei turbine cu abur**	284
N. Kerlész	**Precizări privind calculul randamentelor unor instalaţii componente ale unui bloc termoenergetic cu condensaţie**	287
H. Crisciu, V. Neagu şi *I. Radu*	**Metodologie şi algoritm pentru calculul tehnico-economic în electroenergetică şi folosirea programării dinamice discrete pentru generarea de noi soluţii tehnice**	293
CRONICĂ		
Margareta Văideanu	**Conferinţa energeticienilor din România — Probleme actuale ale energeticii româneşti**	296
CUPRINSUL REVISTEI „ENERGETICA" VOL. 23 (1975)		305

Revista apare sub îndrumarea
Consiliului științific
al Institutului central de cercetări energetice

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 621.311.21:556.3:612.014.4

Будяну, К. и *Драгу, С.*: **Изменения натуральной среды, как следствие создания водохранилищ**

После представления нескольких примеров отрицательного влияния, произведенного осуществлением некоторых гидротехнических работ в мире, рассматриваются некоторые из этих влияний, которые могут быть генерированы относительно натуральных гидрогеологических условий в водоустройствах нашей страны, а также меры предпринятые в этапах выполнения и эксплуатации.

Energetica 23 (1975), № 11–12, стр. 275

ДК 621.311.25: 621.186: 628.543.001.8

Моцойу, К. и *Мушатеску, В.*: **Вопросы, относительно использования энергетических хозяйственных отходов в теплофицированных городах**

Представлены характеристики хозяйственных отходов, как носителей энергии. Показаны основные причины повышения стоимости станций по сжиганию отходов и сделаны выводы относительно преимущества использования котлов с повышенным давлением и турбины с противодавлением, входящих в систему городской теплофикации. Определяется экономия условного топлива при использовании одной подобной ТЭС и строится абака для вычисления этой экономии.

Energetica 23 (1975), № 11–12, стр. 278

ДК 621.165:62–15:66.046.3

Дэнилэ, Н., Керчеа. Г., и *Кертеш, Н.*: **Определение расхода охлаждающей воды, которая проходит через конденсатор одной паровой турбины**

Представлен метод определения расхода охлаждающей воды в конденсаторе путем измерения перепада давления при входе-выходе и использование некоторых коэффициентов из литературы по этой специальности.

Energetica 23 (1875), № 11–12, стр. 284

ДК 621.36.004.1

Кертеш, Н.: **Уточнения, касающиеся КПД некоторых установок, составных теплоэнергетического блока с конденсацией**

Представление вычисления КПД по основным оборудованиям котел—турбоагрегат и по всей системе энергоблока, согласно нормам, используемым в различных европейских странах и нормам ИСО; коментирование этого и указания, относительно способа использования.

Energetica 23 (1975), № 11–12 стр. 287

ДК 621.31:681.14

Крисчиу, Х., Неагу, В. и *Раду, И.*: **Методология и алгорифм технико-экономического вычисления в электроэнергетике и использование дискретного динамического программирования для генерирования новых технических решений**

Представлена математическая модель и программа языка АЛГОЛ для технико-экономического вычисления электрических сетей. Сравниваются различные возможные решения с технико-экономической точки зрения и поразличные возможные решения с технико-экономической точки зрения и показан способ динамической селекции решений для получения оптимальных решений.

Energetica 23 (1975), № 11–12, стр. 293

INHALTSVERZEICHNIS

DK 621.311.21 ; 556.3 ; 612.014.4

Budeanu, C. und *Dragu, S.*: **Umweltveränderungen infolge der Einrichtung von Speicherseen**

Nach der Anführung einiger negativen Beispiele aus der Weltpraxis, in welchen Fällen die Einrichtung von Speicherseen sich auf die Umweltbedingungen negative ausgewirkt hat, werden einige der in unserem Lande durch solche Anlagen möglichen Auswirkungen auf die hydro-geologische Naturbedingungen sowie die beim Bau und Betrieb vorgesehenen Massnahmen untersucht.

Energetica 23 (1975), H. 11–12, S. 275

DK 621.311.25 ; 621.186 ; 628.543.001.8

Mofoiu, C. und *Muşatescu, V.*: **Probleme der Haushaltsmüllverwertung in der Energieversorgung ferngeheizter Städte**

Es werden die Eigenschaften des Haushaltsmülls als Energieträger untersucht. Nachdem die Hauptursachen der bei der Müllverbrennung entstehenden hohen Kosten näher betrachtet werden, wird der beim Einsatz von Hochdruckkesseln und Gegendruckturbinen in Rahmen der städtischen Fernheizsysteme erwartete Vorteil unterstrichen. Ferner wird die beim Einsatz eines solche Heizkraftwerks entstehende Brennstoffeinsparung berechnet und ein Diagramm zur Berechnung dieser Brennstoffeinsparung angegeben.

Energetica 23 (1975), H. 11–12, S. 278

DK 621.165 ; 62–15 ; 66.046.3

Dănilă, N., Chercea, G. und *Kertész, N.*: **Bestimmung der durch den Dampfturbinenkondensator umlaufenden Kühlwassermenge**

Es wird eine Methode zur Bestimmung des Kühlwasserdurchsatzes eines Dampfturbinenkondensators durch die Vermessung des zwischen dem Eintritt unt dem Austritt entstehenden Druckabfalls unter Anwendung einiger in der Fachliteratur angegebenen Koeffizienten gezeigt.

Energetica 23 (1975), H. 11–12, S. 284

DK 621.36.004.1

Kertész, N.: **Zur Wirkungsgradberechnung bei den Teilanlagen eines auf Kondensationarbeitenden Kraftwerksblocks**

Es wird die Methodologie der stufenweisen und Gesamtberechnung der Wirkungsgradwerte bei den Teilanlagen Dampfkessel und Turbinensatz sowie beim gesamten Kraftwerksblock and Hand von in verschiedenen europäischen Ländern gültigen Normen und von ISO-Vorschriften behandelt und einige mit ihrem Inhalt und Einsatz zusammenhängenden Aspekte besprochen.

Energetica 23 (1975), H. 11–12, S. 287

DK 621.31 ; 681.14

Crisciu, H., Neagu, V. und *Radu, I.*: **Methodologie und Algorithmus zur technisch-ökonomischen Berechnung in der Elektroenergie-wirtschaft und der Einsatz der diskreten, dynamischen Programmierung zur Erzeugung neuer technischer Lösungen**

Es wird das mathematische Modell und in der ALGOL-Sprache aufgestellte Programm zur technisch-ökonomischen Berechnung der elektrischen Leitungsnetze angeführt. Verschiedene technisch-ökonomische Lösungsmöglichkeiten werden miteinander verglichen und das Auswahlverfahren zur Annahme optimaler Lösungen gezeigt.

Energetica 22 (1975), H. 11–12, S. 293

SOMMAIRE

CD 621.311.21:556.3:612.014.4

Budeanu, C. et *Dragu, S.* : **Modifications de l'environnement par suite de l'apparition des lacs d'accumulation**

Après avoir présenté quelques exemples d'effets négatifs dûs aux ouvrages hydrotechniques dans le monde, l'article examine ensuite les influences potentielles sur les conditions hydrogéologiques naturelles des ouvrages roumains et les mesures prises à l'étape d'éxecution et de fonctionnement.

Energetica 23 (1975), no. 11–12, p. 275

CD 621.311.25:621.186:628.543.001.8

Moțoiu, C. et *Mușatescu, V.* : **Problèmes concernant l'usage énergétique des déjections ménagères dans le chauffage urbain**

Les caractéristiques des déjections ménagères sont présentées en tant que porteuses d'énergie. Les principales causes du prix élevé des centrales brûlant ces déjections sont passées en revue et l'avantage s'impose d'utiliser des chaudières à haute pression et des turbines à contre-pression appartenant à des systèmes de chauffage urbain. On détermine l'économie du combustible conventionnel dans le fonctionnement de telles centrales et on construit une abaque pour calculer cette économie.

Energetica 23 (1975), no. 11–12, p. 278

CD 621.165:62–15:66.046.3

Dănilă, N., Chercea, G. et *Kertész, N.* : **Détermination du débit d'eau de refroidissement circulant à l'intérieur du condenseur d'une turbine à vapeur**

Les auteurs présentent une méthode pour déterminer le débit d'eau de refroidissement à l'intérieur du condenseur, consistant dans la mesure de la chute de pression à l'entrée-sortie et dans l'utilisation des coefficients de la litérature spécialisée.

Energetica 23 (1975), no. 11–12, p. 284

CD 621.36.004.1

Kertész, N. : **Eclaircissement sur le calcul des rendements des équipements composants d'une tranche thermoénergétique à condensation**

Méthodologies pour le calcul des rendements dans les principaux équipements chaudière-turbine-générateur et dans l'ensemble d'une tranche énergétique, conformément aux normes utilisées dans différents pays européens et aux normes ISO ; leur commentaire et indications sur le mode d'emploi.

Energetica 23 (1975), no. 11–12, p. 287

CD 621.31:681.14

Crisciu, H., Neagu, V. et *Radu, I.* : **Méthodologie et algorithme pour le calcul technique-économique électroénergétique et utilisation de la programmation dynamique discrète pour générer de nouvelles solutions techniques**

Le rapport présente le modèle mathématique et le programme en langage ALGOL pour le calcul technique-économique des réseaux électriques. Il compare ensuite différentes solutions possibles du point de vue technique-économique et indique la modalité de leur triage pour obtenir les solutions optimales.

Energetica 23 (1975), no. 11–12, p. 293

CONTENTS

DC 621.311.21:556.3:612.014.4

Budeanu, C. and *Dragu, S.* : **Changes of the natural environment caused by storage lakes**

After presenting some examples of negative effects produced by some hydrotechnic constructions all over the world, some of the influences exerted upon the natural hydrogeologic conditions in the constructions from our country are exposed as well as the measures adopted for execution and operation.

Energetica 23 (1975), nr. 11–12, p. 275

DC 621.311.25:621.186:628.543.001.8

Moțoiu, C. and *Mușatescu, V.* : **Problems regarding the use in energy of the domestic wastes in towns with district heating**

The domestic wastes characteristics as possible power generating wastes are presented. The main causes for the high costs of wastes burning power plants are enlisted and the advantage of the use of high pressure boilers and counterpressure turbines of the urban heating stations is explained. The conventional fuel economy at the use of such a thermal power plant is determined and a calculation example for this economy is presented.

Energetica 23 (1975), nr. 11–12, p. 278

DC 621.165:62–15:66.046.3

Dănilă, N., Chercea, G. and *Kertész, N.* : **Determination of the cooling water flow through a steam turbine condenser**

The method for the determination of the condenser cooling water flow by the measurement of the pressure drop at the input-outlet and the use of some coefficients from literature is presented.

Energetica 23 (1975), nr. 11–12, p. 284

DC 621.36.004.1

Kertész, N. : **Specifications concerning the efficiency calculus of some component installations of a condenser unit**

Presentation of the efficiency calculation methodology of the main equipments — boiler — turbogenerator and on the entire power unit, according to the norms used in different European countries and ISO-norms comments upon them and utilization indications for use.

Energetica 23 (1975), nr. 11–12, p. 287

DC 621.31:681.14

Crisciu, H., Neagu, V. and *Radu, I.* : **Methodology and algorithms for the technico-economic calculus in energetics and use of the discrete dynamic program for the establishment of new technical solutions**

The mathematical model and the program in ALGOL language for the technic-economic calculation of power networks is presented. Different possible solutions from the technic-economic point of view are compared and the dynamic choice manner of the solutions for the optimal solution obtaining are shown.

Energetica 23 (1975), nr. 11–12, p. 293

Modificări ale mediului natural ca urmare a creării lacurilor de acumulare

Ing. C. Budeanu
și ing. S. Dragu

În perioada actuală se constată în toată lumea o intensificare a preocupărilor pentru protecția mediului înconjurător împotriva factorilor nocivi, care apar din ce în ce mai mult ca urmare a dezvoltării insuficient controlate a tehnicii. Atenția și efortul general se îndreaptă cu precădere în direcția protecției apelor și a aerului, deoarece aceste elemente condiționează direct și indirect atît viața oamenilor cît și echilibrul din natură.

În afara elementelor nocive agresive, care pur și simplu otrăvesc sau distrug mediul înconjurător, trebuie avută în vedere și o grupă de factori care, în timp, pot produce dereglări ireversibile ale echilibrului existent al mediului. Din această categorie pot fi considerate și fenomenele produse de crearea lacurilor de acumulare și de construcțiile aferente, cum ar fi canalele de derivație sau de fugă, centralele hidroelectrice etc., ale amenajărilor hidroenergetice.

Cu toate că, în ansamblu, lacurile de acumulare conduc la avantaje tehnice și economice importante, dintre care : evitarea inundațiilor, realizarea condițiilor pentru irigații, producerea energiei electrice, crearea lacurilor de agrement etc., se pot totuși produce și numeroase influențe negative dacă nu se iau măsuri corespunzătoare pentru evitarea lor.

În literatura tehnică sînt prezentate numeroase cazuri ale unor efecte negative produse de realizarea lacurilor de acumulare destinate producerii de energie electrică sau alimentărilor cu apă *.

Astfel, este cunoscut că, după construcția barajului Grand Coulee pe rîul Columbia, în S.U.A., anumite specii de pești nobili — Salmon — au dispărut în proporție de 70%, fiind necesare amenajări speciale pentru protejarea lor.

De asemenea, prin realizarea barajului Bennett din Canada, pe rîul Peace, datorită creșterii umidității aerului, anumite ierburi au dispărut, ceea ce a avut ca efect scăderea numărului bizonilor din zonă.

O situație similară s-a observat și la barajul Nam Pong din bazinul fluviului Mekong, din Thailanda, unde vegetația apărută în lac a încetinit dezvoltarea planctonului, hrana naturală a peștilor. În același bazin hidrografic, la barajul în curs de proiectare Pa Mong, apare o altă problemă, deosebit de importantă, și anume aceea a strămutării unei populații de aproape o jumătate de milion de locuitori. Se menționează că, după statisticile cunoscute din acele zone, strămutarea populației ar avea ca efect și o creștere a mortalității copiilor.

După cum se constată, efectele realizării lacurilor de acumulare îmbracă o gamă largă de fenomene, cu caracter diferit, caracteristice și particulare fiecărei acumulări în parte, în funcție de condițiile locale, climă etc.

La aceste fenomene se adaugă uneori și protestul anumitor „conservatori" împotriva construcției barajelor în zonele canioanelor sau cheilor rîurilor care — după părerea nejustificată a acestora — ar modifica în mod necorespunzător peisajul natural. În legătură cu aceasta, se poate totuși afirma că, după realizarea amenajării, peisajul poate fi chiar îmbogățit sub aspectul estetic, dacă există o preocupare în acest sens.

În țara noastră, modificările produse de lacurile de acumulare asupra mediului înconjurător privesc o serie de aspecte, printre care se pot cita : colmatările, stabilitatea versanților, modificările hidrologice, hidrogeologice și ale calității apei etc.

Aceste aspecte au fost analizate în cadrul unei comunicări prezentate de către un grup de specialiști din ISPH la Congresul al XI-lea al marilor baraje de la Madrid — 1973*.

În cele ce urmează se vor arăta pe scurt influențele care pot fi generate de lacurile de acumulare și de alte lucrări hidroenergetice asupra condițiilor hidrogeologice naturale și măsurile adoptate în țara noastră la cîteva lacuri de acumulare în curs de exploatare. Trebuie precizat că modificările implică soluționări care

* De exemplu, Darrel I. Turner — Civil Eng. ASCE, sept. 1971.

* Alex. Diacon, C. Constantinescu, S. Dragu și R. Mihai. Modifications physiques dans le milieu environnant déterminées par des barages et des usines en Roumanie. XI Congrès des Grands Barages, Madrid, 1973.

interesează în cea mai mare măsură agricultura, aşezările omeneşti şi buna funcţionare a obiectivelor industriale din zonă.

Pentru a examina şi exemplifica modificările în mediul natural ce se pot produce prin implantarea unor construcţii, se vor lua în considerare cele două faze distincte : etapa de execuţie şi etapa de exploatare.

În *etapa de execuţie*, la amenajările hidroenergetice situate în zonele de terase şi luncă ale rîurilor, este necesară realizarea unor excavaţii adînci de 15 — 20 m în medie faţă de suprafaţa terenului, pentru fundarea barajului deversor al centralei şi parţial a canalului de fugă. Aceste excavaţii străbat de obicei 6—10 m prin pietrişuri în care este cantonată pînza de apă freatică şi apoi pătrund în roca de bază pe o adîncime de 7 — 10 m.

În condiţiile naturale, pînza de apă freatică cantonată în stratul de aluviuni şi care se alimentează atît dinspre versant, cît şi dinspre rîu este folosită pentru alimentarea cu apă a aşezărilor omeneşti, prin fîntîni sau puţuri, şi a unor întreprinderi industriale, prin puţuri, drenuri etc., situate pe terenuri cu coeficienţi de permeabilitate a pietrişurilor pînă la 150 — 200 m/24 ore.

La unele baraje sau hidrocentrale, a reieşit din calculele tehnico-economice că excavaţiile executate cu epuismente sînt mai avantajoase. Datorită însă permeabilităţii relativ ridicate şi duratei mari a epuismentelor de peste un an, coborîrea nivelului pînzei freatice s-a resimţit la distanţe mari, de peste 1,5 — 2 km, fapt care poate aduce prejudicii alimentărilor cu apă în regiune.

O astfel de situaţie s-a produs, de exemplu, la hidrocentrala Roznov II, care face parte din cascada de hidrocentrale de pe rîul Bistriţa, unde în timpul excavaţiilor şi al epuismentelor (q = 800 l/s şi o denivelare de circa 10 m), după cîteva luni de pompaj, nivelul pînzei freatice a scăzut în comunele vecine pînă la 1,5 — 2 km distanţă, iar fîntînile de alimentare cu apă au secat. A fost necesară executarea unor puţuri mai adînci pentru alimentarea cu apă a locuitorilor.

Ulterior, la alte lucrări similare de la amenajările hidroenergetice de pe rîurile Bistriţa şi Argeş, s-a preferat, în locul epuismentelor, etanşarea aluviunilor prin ecrane în jurul construcţiei realizate prin pereţi continui executaţi cu excavatorul cu cupă inversă sau instalaţii tip ELSE, în funcţie de grosimea aluviunilor. În acest mod s-au redus mult debitele epuizate cît şi coborîrea nivelului pînzei de apă în zonele vecine.

O situaţie mai dificilă o formează, în perioada de execuţie, canalele de fugă ale centralelor hidroelectrice, situate deobicei între albia rîului şi versant. Aceste canale, pe prima porţiune în aval de centrală, sînt construite în săpătură adîncă, în straturi de aluviuni pînă la roca de bază. În etapa de execuţie, cînd excavaţia este pusă la uscat prin epuisment sau scurgere liberă spre aval, aceasta are rolul unui imens dren, care coboară mult nivelul pînzei de apă freatică pe o zonă largă, îndeosebi pe porţiunea de terasă dinspre versant.

O astfel de situaţie s-a produs în zona canalului de fugă al hidrocentralei Băiculeşti, care face parte din cascada de hidrocentrale ale amenajării de pe rîul Argeş. Soluţia adoptată pentru evitarea unor neajunsuri a constat în executarea unor puţuri forate la o adîncime medie de circa 30 m pentru alimentarea cu apă a fabricii de conserve din zonă şi adîncirea unor fîntîni pentru alimentarea cu apă a locuitorilor.

În etapa de exploatare, de multe ori situaţia hidrogeologică dificilă creată în timpul execuţiei se ameliorează de la sine, după terminarea construcţiei barajului sau hidrocentralei, prin încetarea epuismentelor, nivelele pînzei freatice revenind la situaţia iniţială. De asemenea, după umplerea cu apă a canalelor de fugă, se restabilesc, în parte sau chiar integral, nivelele naturale ale pînzei freatice.

În schimb, însă, în faza de exploatare pot apărea alte modificări ale nivelelor apei, cu urmări ce pot fi mai grave decît în cazurile arătate mai sus.

Un fenomen ce poate fi întîlnit frecvent este creşterea nivelului apei în lungul digurilor laterale ale lacurilor de acumulare în zonele de terase, după ridicarea apei în lac. În acest caz se poate produce o ridicare treptată a nivelului apei subterane datorită infiltraţiilor de apă provenind din două surse :

— infiltraţiile de apă din lac, prin dig sau prin stratele permeabile de sub dig, dacă nu s-a prevăzut un ecran de etanşare ;

— infiltraţiile dinspre terasă, a căror drenare naturală spre rîu este împiedicată de diguri şi nivelul de retenţie crescut.

Experienţa arată că o bună etanşare a digurilor nu este suficientă, trebuind să fie completată cu un sistem de drenaj paralel cu digul. Acest drenaj trebuie însă aşezat uneori puţin sub nivelul natural al pînzei freatice, pentru a se menţine condiţiile naturale şi după umplerea lacului.

Asemenea situaţii, similare cu cele de la îndiguirea zonelor inundabile, sînt destul de frecvente, dar ne vom referi numai la un singur exemplu, şi anume lacul Roznov din cascada de pe rîul Bistriţa, deoarece reprezintă un caz de tratare eficientă a problemei. Acest lac se situează în zona oraşului Piatra Neamţ. Nivelul retenţiei se situează puţin deasupra cartierului de locuinţe din vecinătate şi în imediata apropiere a unei importante întreprinderi industriale din localitate, a cărei incintă şi subsoluri se află cu 3 — 4 m sub nivelul apei din lac.

Stratificația în lungul digului de pe malul stîng, cu o lungime de aproximativ 600 m, este alcătuită dintr-un strat de pietrișuri și bolovănișuri foarte permeabile ($K = 300 - 500$ m/24 ore) și grosimi cuprinse între 6 și 17 m, datorită reliefului rocii de bază, constituită din marne șistoase eocene, practic impermeabile.

Lucrarea s-a executat în 1959 — 1960, cînd tehnica diferitelor sisteme de impermeabilizare a pietrișurilor era încă în etapa de asimilare. Din acest motiv, pentru etanșarea de adîncime a pietrișurilor, în funcție de grosimea stratului de pietriș, s-au folosit mai multe metode.

Astfel, pe prima porțiune a digului dinspre baraj (circa 50 m) s-a folosit un ecran de palplanșe metalice pentru a se asigura o racordare mai bună cu ecranul de sub baraj. În continuare, pe circa 60 m, etanșarea de adîncime s-a executat prin piloți secanți de beton, cu diametrul de 55 cm. Pe restul digului, etanșarea s-a efectuat prin injecții cu suspensii din ciment, argilă locală și bentonită. Injecțiile s-au efectuat prin trei metode, în funcție de adîncimea rocii de bază. În zona cu adîncimi mai mari de 12 — 17 m s-au executat injecții în țevi cu manșete și injecții simultane cu forarea. În zona de la coada lacului, unde grosimea aluviunilor era mai redusă, s-au executat injecții în țevi bătute cu soneta.

Digul propriu-zis, constituit din pietriș compactat, s-a impermeabilizat printr-un miez de argilă locală, compactată.

Pentru a se menține nivelul apei freatice la cotele inițiale, de-a lungul digului s-a instalat un dren cu diametrul de 1 m, la 0,50 — 1 m sub nivelul pînzei freatice naturale, cu scurgerea liberă în aval de baraj.

Drenul colecta și evacua un debit de aproximativ 200 l/s, după realizarea etanșării digului înainte de umplerea lacului, apa provenind deci din infiltrațiile dinspre versant.

După umplerea lacului, debitul a crescut puțin, cu 50 — 100 l/s, datorită infiltrațiilor din lac, iar nivelul apei freatice s-a menținut practic constant, fapt care a făcut ca atît fabrica din imediata vecinătate a digului, cît și cartierul de locuințe din zonă să nu aibă nimic de suferit. Măsurătorile de nivel efectuate în țevi piezometrice nu au arătat modificări importante ale nivelului freatic.

În alte situații, cînd condițiile din vecinătatea digului erau mai puțin severe, s-a realizat etanșarea aluviunilor sub diguri, dar drenul din spatele digurilor s-a executat mai puțin adînc, deasupra nivelului inițial al pînzei freatice.

Astfel, la lacul Pitești, care face parte din amenajarea hidroenergetică a rîului Argeș, pe malul stîng, unde predomină terenurile agricole, măsurătorile și fîntînile din zonă au arătat o creștere de 2 — 3 m a nivelului freatic, ajungînd la 2 — 2,5 cm de la nivelul terenului, ceea ce nu deranjează terenurile agricole.

În mod experimental, la alte lacuri de acumulare situate tot în zonele de lunci inundabile și terase, pe anumite porțiuni de 500—600 m de la coada lacurilor, unde retența nu depășea 2—3 m, nu s-a mai executat sub ziduri etanșarea de profunzime a pietrișurilor pînă la roca de bază impermeabilă.

După umplerea lacurilor au apărut însă zone cu înmlăștinări ale terenului agricol, datorită infiltrației apei din lac pe sub digurile neetanșate, pînă la rocă.

Situația s-a putut remedia imediat prin excavarea unei rigole de drenaj la piciorul digului. S-a constatat că în timp de 3—4 ani debitul drenat și evacuat prin rigole colectoare a scăzut de la 800 l/s la 100 l/s datorită depunerii de material fin pe fundul lacului.

În etapa de exploatare pot apărea și situații care nu pot fi totdeauna prevăzute.

Astfel, prin execuția barajului Racova de pe rîul Bistrița, s-a produs închiderea circulației naturale a apei subterane în lungul văii prin stratul de pietrișuri din terase și luncă, datorită etanșării pînă la rocă a barajului și digurilor. De asemenea, debitul apei pe albia rîului în aval de baraj s-a redus la debitul de servitute.

În aval de baraj, pe terasele de pe malul stîng, alimentarea cu apă a locuitorilor din comuna Racova se face prin fîntîni din pînza freatică. S-a apreciat că, după barareа rîului, se va manifesta numai o ușoară scădere a nivelului apei din fîntîni. Totuși, după 4—5 ani de exploatare s-a constatat că odată cu scăderea nivelului apei din fîntîni cu 1—2 m s-a produs și o sărăturare a apei, care la unele fîntîni a devenit nepotabilă.

Sărăturarea apei se datorește prezenței unui aport de apă sărată din rocile de bază (marne argiloase miocene). În urma reducerii debitului de apă dulce din masa pietrișurilor, s-a modificat raportul dintre apa dulce și cea sărată, producîndu-se sărăturarea constatată. Pentru remedierea situației create a fost necesară deservirea cu apă a locuitorilor printr-o conductă cu apă alimentată dintr-o zonă neafectată.

Trebuie precizat că, în cadrul proiectării lucrărilor hidroenergetice din I.S.P.H., există astăzi o preocupare intensă în legătură cu cunoașterea pe teren a situației hidrogeologice inițiale și întocmirea unor studii complete, cuprinzînd consemnarea nivelelor apei freatice și inventarierea captărilor de apă ce alimentează unitățile industriale existente, pe baza cărora se pot face prognoze ale modificărilor hidrogeologice și se pot stabili măsurile necesare.

Cele arătate s-au referit la unele dintre cazurile întîlnite în practică și care ar putea reprezenta cîteva puncte dintr-o analiză mai amplă

asupra fenomenelor ce pot să apară în urma creării lacurilor de acumulare şi măsurile necesare pentru evitarea unor eventuale daune ulterioare. Din această succintă prezentare s-ar putea desprinde cîteva concluzii, şi anume :

— lacurile de acumulare şi lucrările hidroenergetice aferente se pot integra în cadrul natural existent, cu condiţia aplicării unor măsuri corespunzătoare ;

— evitarea modificării situaţiei hidrogeologice naturale iniţiale se poate realiza printr-o analiză temeinică a condiţiilor naturale, în corelaţie cu lucrările ce se prevăd a fi realizate şi stabilirea pe baza experienţei a măsurilor adecvate, de la caz la caz ;

— determinarea condiţiilor hidrogeologice naturale trebuie făcută pe baza recunoaşterilor pe teren, a măsurătorilor nivelului apei în fîntîni sau ţevi piezometrice şi inventarierea instalaţiilor de alimentare cu apă existente ;

— în ţara noastră, prin studii hidrogeologice de teren amănunţite şi prin măsurile luate în proiecte, s-au evitat la aproape toate amenajările hidroenergetice modificările importante ale situaţiei hidrogeologice a naturale ce ar fi putut avea urmări neplăcute asupra mediului şi activităţilor omeneşti.

Probleme privind folosirea energetică a deşeurilor menajere în oraşe termoficate

Conf. ing. **C. Moţoiu**
şi asist. ing. **V. Muşatescu***

1. Deşeurile urbane, purtători de energie

În urma activităţilor umane rezultă o serie de deşeuri solide şi lichide, care sînt în realitate purtători de energie şi încorporează o cotă din energia consumată de omenire.

Anihilarea acestor deşeuri constituie, în primul rînd, o problemă sanitară şi de protecţie a mediului înconjurător, care devine din ce în ce mai spinoasă, pe măsură ce aglomeraţiile urbane cresc. Ca efect al evoluţiei continue a complexităţii activităţilor umane, a măririi potenţialului economic şi a nivelului de trai, rezultă şi o creştere, în ritm accelerat, a cantităţii de deşeuri şi a puterii calorice a acestora. Această tendinţă generală poate fi marcată în figura 1, în care se prezintă cîteva caracteristici ale gunoaielor menajere din oraşele R.F.G. [1], luate ca exemplu comparativ.

În figura 2 este prezentată evoluţia în timp a cantităţilor specifice, kg/loc./zi, de gunoaie colectate în diferite oraşe europene. Se observă o diferenţiere între oraşe în funcţie de mărimea acestora, de gradul de folosire a preambalatelor, de modul de încălzire a locuinţelor etc. Totuşi, datele pentru oraşul Bucureşti, care figurează pe diagramă, arată că tendinţa din ţara noastră este cu totul asemănătoare cu cea din alte ţări.

Cercetări anterioare, efectuate între anii 1964 şi 1967 de către organe ale Consiliului popular al Municipiului Bucureşti şi de către Institutul politehnic Bucureşti, au evidenţiat că puterea calorică medie probabilă era la acea dată de 325 — 475 kcal/kg, urcînd iarna la 800 — 1000 kcal/kg. În cartierele cu încălzire centrală sau termoficare, puterea calorică se dublează practic. Ţinînd seama de tendinţa generală de sporire a valorii energetice a deşeurilor în general şi de cota crescîndă a zonelor termoficate în

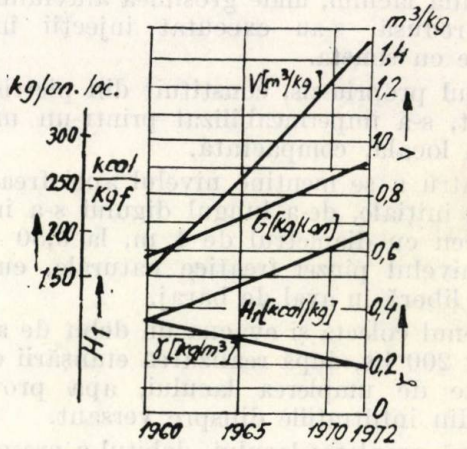


Fig. 1. Variaţia caracteristicilor deşeurilor menajere în R.F.G., după [1] :
G — cantitatea anuală pe un locuitor; V — volumul specific; H_i — puterea calorică inferioară; ρ — masa specifică.

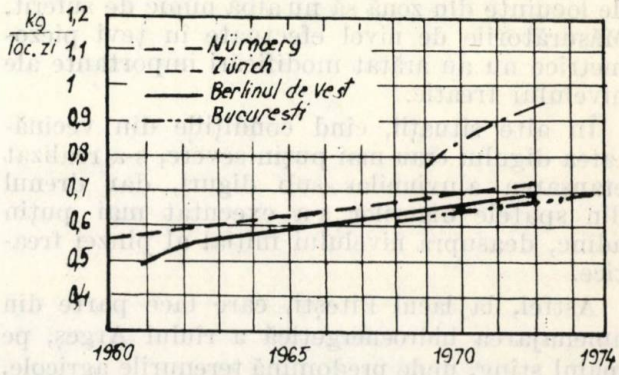


Fig. 2. Evoluţia cantităţilor de deşeuri pe un locuitor şi zi.

* Autorii lucrează la Institutul politehnic Bucureşti.

orașele țării noastre, pentru calculele practice ar fi de adoptat o putere calorică medie de 900 kcal/kg.

Este de menționat, prin comparație, că pentru orașul Moscova puterea calorică de calcul avută în vedere la o nouă instalație, care va intra în funcțiune în 1976, a fost de 900 kcal/kg [2].

Înlăturarea acestor gunoaie se poate face prin depozitare necontrolată în exteriorul orașului, prin depozitare controlată, prin compostare și prin incinerare. Deși comportă cele mai complexe probleme tehnice, incinerarea cu recuperarea căldurii produse prezintă tendința de a deveni cel mai utilizat mijloc de anihilare a gunoaielor. Prin ardere în decurs de o oră, masa deșeurilor scade la 35 — 50%, iar volumul lor la 10 — 20% față de valoarea inițială. Aceasta ușurează simțitor problema depozitării și a evitării poluării datorită proceselor biologice și de fermentare a gunoaielor depozitate. În plus, în acest fel se valorifică o formă de energie secundară, realizînd pe ansamblu o economisire a resurselor primare convenționale.

În afara gunoaielor menajere, și alte deșeuri sînt purtătoare de energie și pot fi atrase ca resurse secundare, cum ar fi nămolul din apele uzate, decantat și putrezit, și uleiurile arse, nerecuperabile. În tabelul 1 sînt prezentate caracteristicile energetice ale deșeurilor urbane. Se observă că acestea pot interveni în prezent cu 0,135 — 0,245 kg c.c./loc. zi, ceea ce reprezintă 2,5 — 4,5% din consumul mediu de energie primară pe un locuitor la nivelul anului 1971. Ponderea acestor surse secundare este, la nivelul anului 1971, de același ordin de mărime cu energia nucleară, care a intervenit cu circa 2,5% [3].

Mărirea cantității de uleiuri arse depinde direct de gradul de motorizare al țării la care ne referim. Pentru R. S. România, tendința este accentuat crescătoare.

2. Arderea deșeurilor — probleme tehnice

Arderea deșeurilor menajere solide se realizează în focare speciale echipate cu grătare mobile, de obicei cu împingere răsturnată. Conform datelor statistice din anul 1974, pe glob funcționează un număr de 38 cazane cu grătare Martin [2].

Scopul utilizării unor astfel de instalații este acela al unei uniformizări a arderii și al unui mai bun amestec al combustibilului. Excesul de aer în focar are valori mari, de obicei 2 — 4, fiind impus de necesitatea de a se realiza o ardere bună chiar și în zona stratului de grosime maximă din focar și de neomogenitatea compoziției chimice a combustibilului. Cantitatea mare de aer introdus în partea inferioară a focarului face să crească cantitatea de nearse antrenate la coș, precum și cantitatea de cenușă zburătoare.

Temperatura în focar trebuie să depășească valoarea de 800°C pentru ca gazele de ardere să devină inodore. Pentru aceasta și pentru a menține arderea stabilă, împreună cu gunoiul menajer este introdus în focar un combustibil auxiliar (păcură, cărbune sau ulei ars).

Ca urmare a structurii neomogene a deșeurilor și a compoziției lor chimice, prin ardere rezultă însemnate cantități de cenușă zburătoare, precum și gaze și vapori nocivi, în principal SO_2(0,2 — 1,2 g/m³), HCl (0,2 — 0,8 g/m³) și HF (< 3 mg/m³).

Vîrfurile acestor emisiuni de noxe, care se datorează constituției foarte variate a gunoiului, pot fi reduse simțitor prin omogenizarea prin amestec a deșeurilor combustibile și alimentarea corespunzătoare a focarelor. Această instalație de omogenizare în depozit, înainte de ardere, realizabilă la marile centrale care primesc deșeuri din mai multe puncte, trebuie considerată ca făcînd parte din categoria măsurilor pentru limitarea perturbațiilor în mediul înconjurător.

Tabelul 1

	U.M.	Gunoi	Nămol decantat și putrezit	Ulei ars
Cantități	kg/loc. zi	0,7—1	0,7 —1,1	0,01—0,005*
Umiditate	%	35—40	90—94	3—5
Subst. uscată	kg/zi	0,45—0,7	0,06—0,07	0,01—0,005
Putere calorică —ud	kcal/kg	800—2000	—	9500
—uscat		2500—3000	1800	
Căldura evacuată zilnic	kcal/loc. zi.	800—1500	100—120	45—95
		TOTAL	950—1700 kcal/loc. zi	

* La un grad de motorizare în oraș de 25—30 %.

Folosirea electrofiltrelor cu grad de reținere de cel puțin 99% limitează emisia de cenușă zburătoare la mai puțin de 150 g/m³ normal, admisă în general de normele europene. De asemenea, folosind o înălțime corespunzătoare a coșului de fum și ținînd scamă de volumul limitat al gazelor evacuate (datorită mărimii reduse a acestor instalații în raport cu centralele termoelectrice cu combustibil convențional), rezultă că protecția mediului este posibil de asigurat în toate condițiile.

O altă problemă importantă este apariția unei puternice coroziuni în cazan. La aceste cazane se întîlnește coroziunea de joasă, medie și înaltă temperatură. Prezența clorului în gazele arse duce la apariția coroziunii în zona supraîncălzitorului dacă temperatura peretelui depășește 450°C. De aceea, în general, se limitează temperatura aburului viu la valori inferioare sau egale cu 400°C. Mecanismul fenomenului de apariție a coroziunii este foarte complex, nefiind încă, în totalitate, bine stăpînit. Limitarea coroziunii locale impune protejarea suprafețelor de schimb de căldură prin metalizare, folosirea substanțelor ceramice, a unor aliaje speciale etc.

Cea mai distructivă coroziune este însă la joasă temperatură. În cazul utilizării filtrelor de cenușă umede și chiar a cicloanelor, datorită temperaturii relativ mici (sub temperatura de rouă acidă), produsele acide corosive se prezintă în stare lichidă, fiind astfel cu activitate maximă. Înlăturarea acestui efect nedorit este posibilă numai prin menținerea unei temperaturi ridicate a gazelor la evacuare de cel puțin 200°C și prin utilizarea exclusivă a filtrelor electrostatice pentru cenușă [5].

În concluzie, cazanul de abur pentru folosirea deșeurilor menajere este caracterizat prin :

— randament coborît (sub 80%) ;

— probleme tehnice constructive deosebit de ample referitoare la protecția anticorosivă și antierozivă ;

— disponibilitate de timp limitată, practic cuprinsă între 60 și 75% [6].

3. Funcționarea instalațiilor de incinerat deșeuri

Aportul practic continuu al colectării și imposibilitatea stocării deșeurilor pe durată lungă impun acestor instalații o funcționare continuă și la regim constant.

Disponibilitatea limitată a cazanelor impune, în orice caz, fracționarea debitului, și așa redus, și folosirea de 3 — 4 unități, dintre care una de rezervă.

În cele ce urmează sînt analizate condițiile optimale de folosire a celor trei soluții posibile pentru realizarea instalațiilor de incinerare a gunoaielor cu valorificarea căldurii :

— centrală termică cu cazane de abur saturat de joasă presiune sau cazane de apă fierbinte ;

— centrală electrică cu grupuri de condensație, eventual CET cu grupuri de condensație și priză reglabilă, racordate la termoficare ;

— CET cu grupuri cu contrapresiune.

Decrementul important al investiției specifice, redat în figura 3, evidențiază că soluțiile cu producerea de energie electrică devin economic avantajoase pentru capacități de producție mari. O cercetare din Elveția [7] indică avantajoasă soluția cu producere de energie electrică pentru capacitatea de incinerare de 240 t/zi.

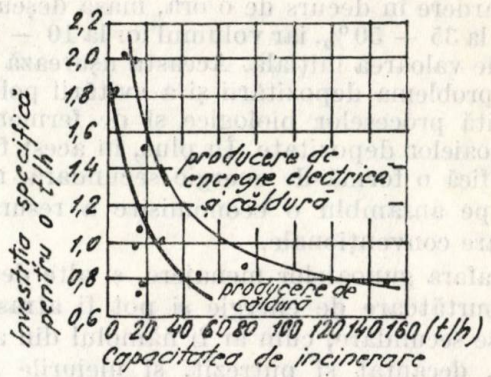


Fig. 3. Variația relativă a investiției specifice la instalațiile de incinerare în funcție de capacitate.

O cercetare efectuată de Catedra de centrale electrice din Institutul politehnic București în 1969 a arătat că, în condițiile din țara noastră, pentru o instalație de incinerare de 700 t/zi este optimă soluția de realizare a unei centrale de termoficare cu o turbină cu contrapresiune (putere 6 MW).

Soluția cu turbină cu contrapresiune este, în acest caz, mai avantajoasă decît cea cu condensație și priză reglabilă [8].

Producerea energiei electrice în unități cu condensație la centralele de incinerare a deșeurilor reduce economicitatea și este dezavantajoasă deoarece :

— nivelul de temperatură a aburului (circa 400°C) limitează presiunea la cazan la cel mult 40 bar, și deci randamentul termic în condensație și indicele de termoficare pentru căldura livrată la priză ;

— puterea unitară redusă limitează randamentul intern al turbinei cu condensație și agravează indicii de producere ;

— în mod necesar, CET pentru incinerarea deșeurilor trebuie să fie amplasată cît mai aproape de centrul de greutate al ariei colectoare a deșeurilor, întrucît costul acestui transport este preponderent. Amplasamentul are, din această cauză, condiții extrem de dezavantajoase pentru sursa rece a ciclului de condensație, impunînd, eventual, chiar adoptarea ră-

cirii cu aer (în Europa, trei instalații recent montate au răcire cu aer) [9].

Termoficarea urbană prezintă interes deosebit pentru folosirea turbinelor cu contrapresiune, dacă asigură permanent consumul necesar funcționării la plină sarcină.

Considerînd valoarea consumului minim de căldură vara (pentru apa caldă menajeră) conform datelor statistice din București și comparînd-o cu debitele de căldură obținute din incinerarea deșeurilor colectate de la aceleași locuințe, cu cantitatea și puterea calorică corespunzătoare datelor de la noi, rezultă curbele trasate în figura 4. Evoluția în timp a ambelor valori pînă la nivelul anului 2000 arată că chiar dacă se consideră tendința maximă pentru căldura deșeurilor și cea minimă pentru evoluția consumului pentru apa caldă menajeră, nevoile depășesc producția centralei de incinerare și, în consecință, aceasta are asigurat regimul constant cerut de arderea deșeurilor.

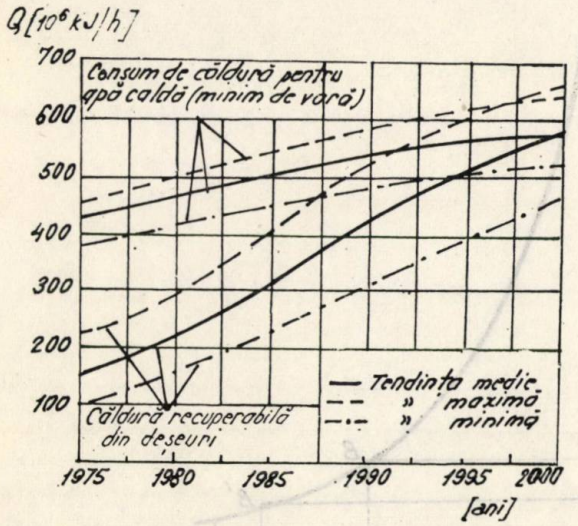


Fig. 4. Căldura produsă prin arderea deșeurilor și cea consumată vara de rețeaua de termoficare.

La nivelul anului 1980, consumul pentru apa caldă menajeră este de două ori mai mare decît căldura livrată din turbina cu contrapresiune. O astfel de instalație poate fi realizată deci pe arii cu o termoficare dezvoltată la 50% din locuințe.

Termoficarea urbană necesită vara un nivel coborît de temperatură, ceea ce are drept consecință realizarea unui indice de termoficare de 0,2. Din căldura deșeurilor, 80% este deci livrată în oraș, ceea ce sporește capacitatea instalației sau reduce cota de locuințe termoficate la 40% din aria de colectare a deșeurilor.

Dacă se impune condiția ca aburul livrat instalației de termoficare să fie saturat sau supraîncălzit cu cel mult 10 grd, folosirea unei turbine cu contrapresiune permite să se mărească presiunea la cazane. Considerînd pentru turbină un randament intern de 65%, rezultă că presiunea inițială poate fi ridicată la circa 55 bar față de 40 bar maximum de la turbinele cu condensație. Aceasta are ca efect pozitiv mărirea indicelui de termoficare cu circa 25%.

4. Economia de combustibil convențional

Pentru determinarea economiei în bilanțuri de combustibil convențional realizată de funcționarea centralei de termoficare pentru incinerarea deșeurilor, se ține seama că în focarele cazanelor se folosește cota x de combustibil superior.

Calculul întocmit pentru arderea unui kilogram de deșeuri ține seama de următoarele:

— preluarea unei cote de căldură din rețea reduce livrarea de căldură a unei centrale de termoficare convenționale și prin urmare o cotă din energia electrică produsă de aceasta cu un indice de termoficare superior;

— cota de combustibil superior x este folosită în cazanul de incinerare cu un randament inferior față de folosirea în cazanul unei centrale convenționale;

— transportul deșeurilor menajere în cazul existenței unei CET de incinerare este mai scurt cu lungimea l, ceea ce economisește combustibil la autovehiculele de transport.

Cantitatea totală de căldură utilă dezvoltată de cei doi combustibili în instalația de incinerare a deșeurilor este:

$$Q_1 = B_1(H_1 + H_{aux})\,\eta_{c1} = (1 + y_1)Q_{T1} \qquad (1)$$

Căldura livrată în termoficare este deci:

$$Q_{T1} = B_1 \frac{(H_1 + xH_{aux})\,\eta_{c1}}{1 + y_1}. \qquad (2)$$

În CET convențională, pentru a produce o cantitate egală de căldură $Q_{T2} = Q_{T1}$, este nevoie de o cantitate de combustibil (presupus același cu cel auxiliar):

$$B_2 = \frac{(1 + y_2)Q_{T1}}{H_{aux}\,\eta_{c2}} \qquad (3)$$

sau

$$B_2 = B_1 \frac{(1 + y_2)(H_1 + xH_{aux})\,\eta_{c1}}{(1 + y_1)\,H_{aux}\,\eta_{c2}}. \qquad (4)$$

Diferența de combustibil convențional consumat pentru oraș este:

$$\Delta B_{1,2} = B_2 - xB_1 =$$

$$= B_1\left[\frac{1 + y_2}{1 + y_1}\,\frac{\eta_{c1}}{\eta_{c2}}\left(x + \frac{H_1}{H_{aux}}\right) - x\right]. \qquad (5)$$

Energia electrică produsă mai puțin în termoficare în urma funcționării CET de incinerare este:

$$\Delta E = E_2 - E_1 = (y_2 - y_1)\,Q_{T1}. \qquad (6)$$

Această diferență trebuie produsă în sistem într-o CTE cu un consum specific mai mare

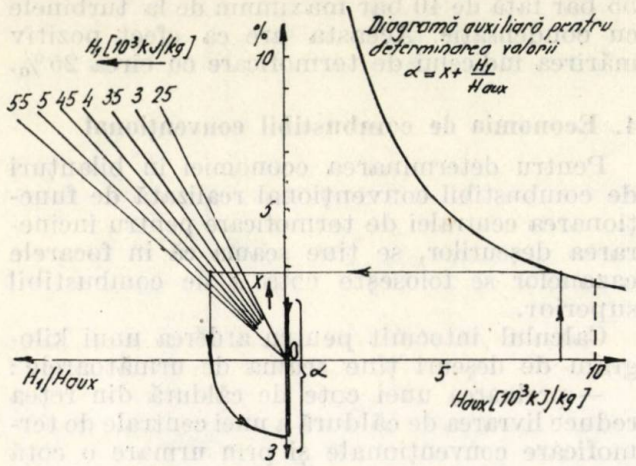


Fig. 5. Diagramă auxiliară pentru calculul valorii ajutătoare $\alpha = x + \frac{H_1}{H_{aux}}$.

decît al CET, conducînd la plusul de combustibil :

$$\Delta B_{cd} = (y_2 - y_1)\, Q_{T1} \frac{1}{\eta_{CTE}\, H_{aux}} \qquad (7)$$

sau

$$\Delta B_{cd} = B_1 \frac{y_2 - y_1}{1 + y_1} \frac{H_1 + H_{aux}}{H_{aux}} \frac{\eta_{c1}}{\eta_{CTE}}. \qquad (8)$$

Economia de combustibil în sistemul energetic este :

$$\Delta B = \Delta B_{1,2} = \Delta B_{cd},$$

adică

$$\Delta B = B_1 \left[\frac{1 + y_2}{1 + y_1} \frac{\eta_{c1}}{\eta_{c2}} \left(x + \frac{H_1}{H_{aux}} \right) - x - \right.$$
$$\left. - \frac{y_2 - y_1}{1 + y_1} \frac{\eta_{c1}}{\eta_{CTE}} \left(x + \frac{H_1}{H_{aux}} \right) \right]. \qquad (10)$$

Expresia a fost transpusă în nomogramele redate în figurile 5 și 6.

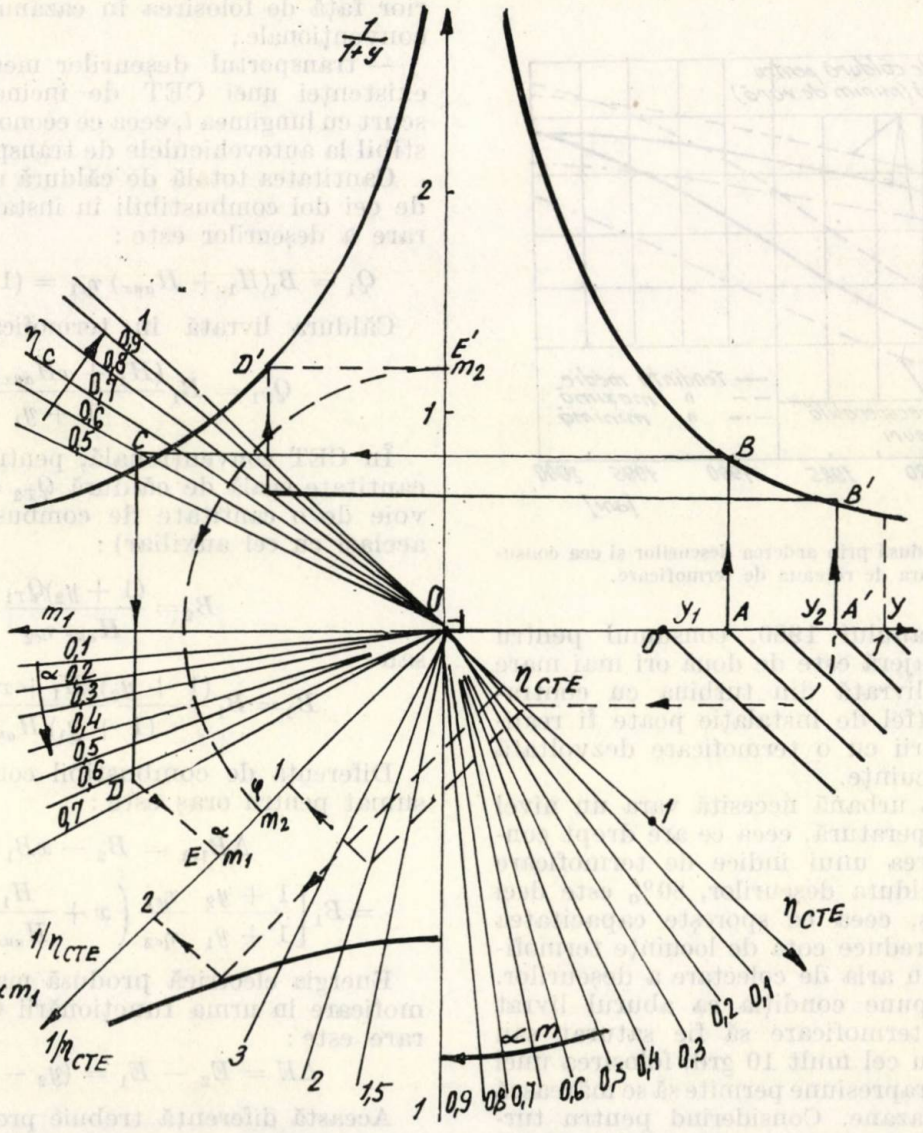


Fig. 6. Nomogramă de calcul al economiei de combustibil raportată la 1 kg deșeuri.

Dacă se ia în considerare şi combustibilul necesar transportului suplimentar în cazul depozitării deşeurilor în afara oraşelor, acesta este :

$$\Delta B_T = B_1 \frac{2l}{100} \frac{C/100}{G_T} (1 - a). \quad (11)$$

Economia totală de combustibil este :

$$\Delta B_{tot} = \Delta B_{1,2} - \Delta B_{sist} + \Delta B_T. \quad (12)$$

Dacă diferenţa de energie electrică ΔE se produce într-o CET cu turbine cu condensaţie şi priză, apare un surplus de consum de combustibil ΔB_{cd}^{CET} mai mare decît cel calculat prin expresia (7) :

$$\Delta B_{cd}^{CET} = \Delta E \quad b_{cd}^{CET} > B_{cd}, \quad (13)$$

iar

$$\Delta B_{tot} = \Delta B_{1,2} - \Delta B_{cd}^{CET} + \Delta B_T. \quad (14)$$

La cote importante de combustibil auxiliar şi în cazul în care se consideră că energia de echivalare este produsă prin funcţionarea în condensaţie a unei CET, apare că incinerarea deşeurilor poate, în unele cazuri, să nu aducă o economie de combustibil. Pentru aceasta trebuie să fie realizată inegalitatea $\Delta B_{cd}^{CET} > \Delta B_{sist} + \Delta B_T$.

Cota de combustibil auxiliar se reduce pe măsură ce puterea calorică a deşeurilor se măreşte şi în măsura în care drept combustibil auxiliar se folosesc şi uleiuri uzate colectate.

Şi din acest punct de vedere, existenţa unui oraş termoficat are o influenţă pozitivă, ţinînd seamă de creşterea puterii calorice a deşeurilor care conţin mai multe ambalaje combustibile şi mai puţină cenuşă iarna.

Concluzii

Analiza energetică a funcţinării centralelor de incinerare a deşeurilor conduce la următoarele concluzii :

a) Dezvoltarea termoficării urbane constituie cadrul cel mai favorabil pentru realizarea de centrale de incinerare cu producere mixtă de energie electrică şi căldură. Condiţiile din ţara noastră permit, în acest caz, folosirea turbinelor cu contrapresiune.

b) Asemenea soluţii sînt avantajoase pentru cazul unor localităţi cu peste 150 000 locuitori.

c) Instalaţiile CET de incinerare, deşi influenţează negativ celelalte centrale de termoficare, antrenează o economie de combustibil convenţional invers proporţională cu cota de combustibil auxiliar folosită. Se conturează de aici interesul folosirii drept combustibil auxiliar a hidrocarburilor deşeu (uleiuri uzate).

d) Chiar în cazul în care centrala de incinerare conduce la cheltuieli suplimentare, ea reprezintă în oraş soluţia cea mai eficace pentru reducerea volumului deşeurilor şi pentru limitarea poluării.

e) Realizarea centralelor de incinerare impune rezolvarea, la unităţi de capacitate redusă, a celor mai complexe probleme de manipulare şi de ardere a combustibililor inferiori, de protecţie contra coroziunii şi de reţinere a noxelor, precum şi ample analize de optimizare, cu aspecte de fiabilitate şi de preluare neîntreruptă a deşeurilor colectate.

Notaţii

- a — cota de zgură, cenuşă şi necombustibile în deşeuri ;
- b_{cd}^{CET} — consumul specific de combustibil al cozii de condensaţie al CET din sistem, kg c.c./kWh ;
- B_1 — debitul de deşeuri menajere consumate de CET, kg/h ;
- B_2 — debitul de combustibil al CET din sistem necesar pentru producerea capacităţii de căldură $Q_{T2} = Q_{T1}$, kg/h ;
- C — consumul de combustibil al autocamioanelor la 100 km, kg/100 km ;
- H_1 — puterea calorică inferioară a deşeurilor menajere, kJ/kg ;
- H_{aux} — idem, pentru combustibilul auxiliar, kJ/kg ;
- G_T — capacitatea de transport a unui autocamion, kg ;
- l — lungimea suplimentară de transport, km ;
- x — cota de combustibil auxiliar ars la 1 kg deşeu, % ;
- y_1 — indicele de termoficare al turbinelor cu contrapresiune din CET pe deşeuri, kJ/kJ ;
- y_2 — idem, pentru CET din sistem, kJ/kJ ;
- η_{c1} — randamentul cazanelor ce ard gunoaie ;
- η_{c2} — idem, pentru CET din sistem ;
- η_{CTE} — randamentul CTE de echivalare din sistem.

Bibliografie

[1] Kantner, A. şi Kersting, W. *Müllverbrennung, ein Beitrag zum Umweltschutz.* În: VGB Mitt., 53, nr. 1, 1973.

[2] * * * Firma Martin, GmbH. Prospect cu listă referinţe, 1974.

[3] * * * *United Nations, World Energy Supplies, 1968 — 1971.* Statistical Papers, Series J 16, New York, 1973.

[4] Helmenstein, S. şi Martin, F. *Planungsgrundlagen für Müllverbrennungsanlagen.* În: VGB Mitt., 52, nr. 4, august 1972, p. 333—340.

[5] Defèche, J. *Corrosions produced by the incineration of domestic refuse.* The 4th Int. Congress I.R.G.R., Basel, 1969.

[6] Beckert, P. *Bau und Betrieb der Müllverbrennungsanlage Zürcher Oberland.* În: VGB Mitt,. 53, nr. 3, mart. 1973, p. 139—144.

[7] Seiler, E. *Elimination rationelle des ordures par incinération avec production de vapeur et d'énergie électrique.* În: Revue BBC, 56, nr. 7, 1969, p. 329—395.

[8] Moţoiu, C., Ohanian-Constantinescu, V. şi Muşatescu, V. *Valorificarea energetică a deşeurilor urbane.* Sesiunea de comunicări I.P.B., mai 1972.

[9] Lindmayer, H. *3,2 — MW — Dampfturbosatz mit Kondensationsanlage, „Syst. Heller" der Müllverbrennungsanlage 1 in Wien.* În: BWK 24, nr. 12, 1972, p. 445—447.

Determinarea debitului de apă de răcire care circulă prin condensatorul unei turbine cu abur

Prof. dr. ing. **N. Dănilă**,
ing. **G. Chercea** şi
ing. **N. Kertesz***

Într-o lucrare anterioară s-a prezentat o metodă analitică de determinare a caracteristicii condensatorului unei turbine cu abur [1]. La baza metodei era folosirea „coeficientului global redus de transmitere a căldurii". Aceeaşi valoare se utilizează şi în scopul verificării prin calcul a modului de funcţionare a condensatorului unei turbine cu abur. Acest procedeu a fost introdus şi în metodologia de postcalcul a consumului specific de căldură al centralelor termoelectrice din România.

La utilizarea metodologiei prezentate s-a întîmpinat o dificultate: determinarea debitului de apă de răcire. În plus, avînd în vedere extinderea centrelor de calcul regionale, s-a considerat oportun să se prezinte şi expresiile matematice ale coeficienţilor care intervin în calculul debitului de apă de răcire, cu ajutorul metodei propuse. Lucrarea de faţă răspunde la aceste două probleme.

Coeficientul global redus de transmitere a căldurii se determină cu relaţia:

$$k_{red} = 109250 \ln \frac{t_{sat} - t_{1a}}{t_{sat} - t_{2a}} \frac{\left(\frac{15}{t_{1a}}\right)^{0,24} W^{0,4}}{U(t_{2a} - t_{1a})^{0,1}}$$

unde

t_{sat} reprezintă temperatura de saturaţie corespunzătoare presiunii aburului în condensator, °C;

t_{1a}, t_{2a} — temperaturile apei de răcire la intrarea, respectiv la ieşirea din condensator, °C;

W — debitul de apă de răcire, m³/h.

Coeficientul U are valoarea:

$$U = \frac{F^{0,9}}{f^{0,5}}$$

unde

F este suprafaţa de schimb de căldură a condensatorului, m²;

f — secţiunea de trecere a apei de răcire prin interiorul ţevilor condensatorului, m²;

Mărimile cuprinse în relaţia (1) sînt uşor de determinat în cazul condensatorului în stare curată, cu excepţia debitului de apă de răcire.

Primul procedeu de determinare a debitului de apă de răcire este utilizarea curbelor caracteristice de funcţionare a pompelor de apă de răcire. Deci, măsurînd presiunea apei de răcire la aspiraţia şi refularea pompelor, se determină înălţimea de refulare, care, odată cunoscută, permite determinarea debitului de apă de răcire din curba caracteristică. Procedeul este evident simplu, dar lipsit de precizie, întrucît, în timp, curba caracteristică de funcţionare a unei pompe se modifică datorită uzurilor etc.

Al doilea procedeu, mai exact, porneşte de la elemente de calcul al condensatorului. Măsurînd pierderea de presiune la curgerea apei de răcire prin condensator, poate fi determinat debitul de apă de răcire. Conform datelor din [2] pierderea de presiune a apei de răcire într-un condensator se compune din:

— pierderea de presiune în ţevi;

— pierderea de presiune la intrarea şi ieşirea din ţevi;

* Nicolae Dănilă lucrează la Institutul politehnic Bucureşti. George Chercea este cercetător ştiinţific principal, iar Nicolae Kertész cercetător ştiinţific, ambii la ICEMENERG.

— pierderea de presiune la intrarea în condensator;

— pierderea de presiune la ieşirea din condensator.

Valorile pierderilor specifice de presiune pentru apa de răcire cu temperatura de 21°C (70°F) pentru ţevi cu grosimea peretelui de 1,24 mm (18 BWG), extrase din standardul [2], sînt prezentate în figurile 1 — 4.

Valorile căderilor specifice de presiune datorită frecării apei în ţevi, determinate în figura 1 sau 2, trebuie multiplicate cu un factor de

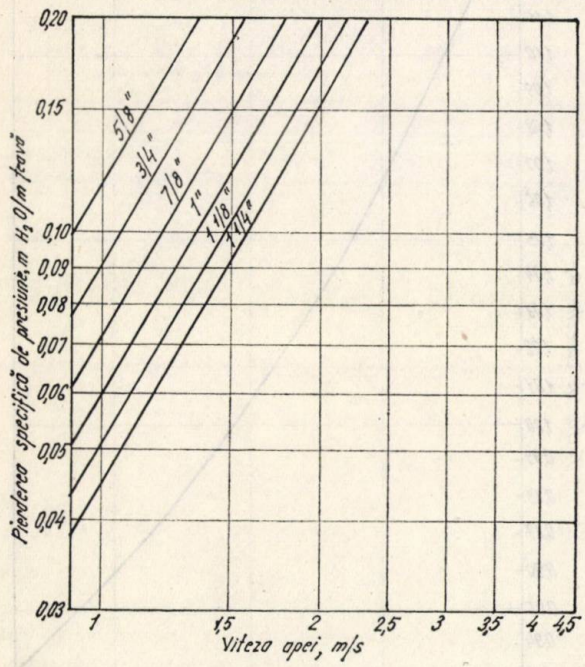


Fig.1. Pierderea specifică de presiune a apei în ţevi pentru viteze mici.

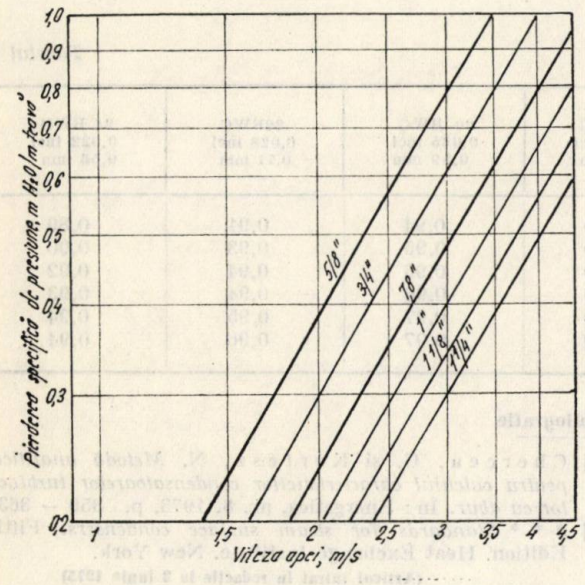


Fig. 2. Pierderea specifică de presiune a apei în ţevi pentru viteze mari.

corecţie a_t pentru temperatura apei de răcire (fig. 5) şi cu un factor de corecţie a_s pentru grosimea pereţilor ţevilor de condensator (tabelul 1). Expresiile matematice ale curbelor din figurile 1 — 5 sînt:

$$\text{— fig : 1 : } \Delta p = a w_t^{1.7512} \quad [\text{mH}_2\text{O/m}] \qquad (2)$$

$\frac{d}{a}$	5/8"	3/4"	7/8"	1"	11/8"	11/4"
	0,115	0,08880	0,07017	0,05906	0,05030	0,04440

$$\text{— fig.2 : } \Delta p = b w_t^{1.73443} \quad [\text{mH}_2\text{O/m}] \qquad (3)$$

$\frac{d}{b}$	5/8"	3/4"	7/8"	1"	11/8"	11/4"
	0,07020	0,08849	0,11343	0,05873	0,04962	0,04454

$$\text{— fig. 3 — curba } A : \Delta p = 0{,}05943\ w_t^{1.97718}\ [\text{mH}_2\text{O}]$$

$$B : \Delta p = 0{,}05105\ w^{2.0036}\ [\text{mH}_2\text{O}]$$

$$C : \Delta p = 0{,}01614\ w^{1.94609}\ [\text{mH}_2\text{O}] \qquad (4)$$

$$\text{— fig. 4 — curba } A : \Delta p = 0{,}11664\ w_t^{1.99869}\ [\text{mH}_2\text{O}]$$

$$B : \Delta p = 0{,}04764\ w^{2.05857}\ [\text{mH}_2\text{O}]$$

$$C : \Delta p = 0{,}02549\ w^{1.99164}\ [\text{mH}_2\text{O}] \qquad (5)$$

$$\text{— fig. 5 : } a_t = -1{,}04976\ 10^{-6}\ t_{1a}^3 + 1{,}41613\ 10^{-4}\ t_{1a}^2 - 0{,}9628128\ 10^{-2}\ t_{1a} + 1{,}14816576 \qquad (6)$$

unde w_t este viteza apei de răcire în ţevi, m/s;

w — viteza apei în racordurile de intrare şi ieşire ale condensatorului, m/s.

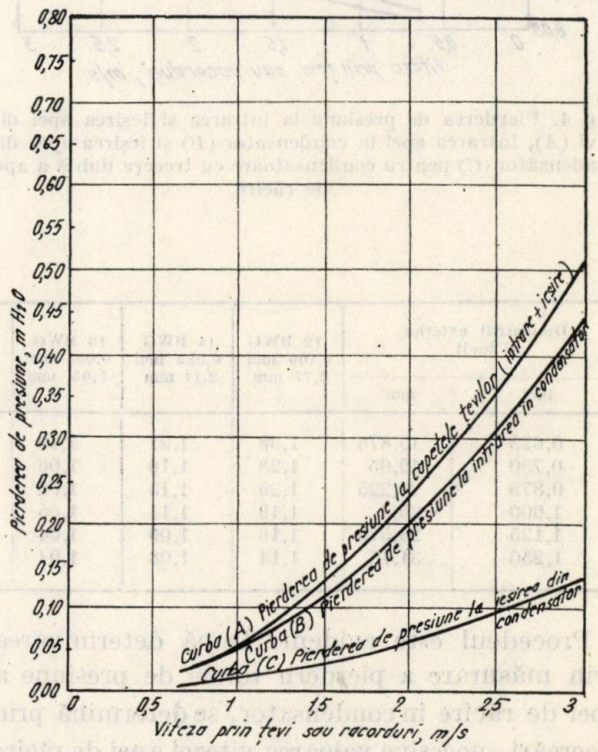


Fig. 3. Pierderea de presiune la intrarea şi ieşirea apei din ţevi (*A*), intrarea apei în condensator (*B*) şi ieşirea apei din condensator (*C*) pentru condensatoare cu o singură trecere a apei de răcire.

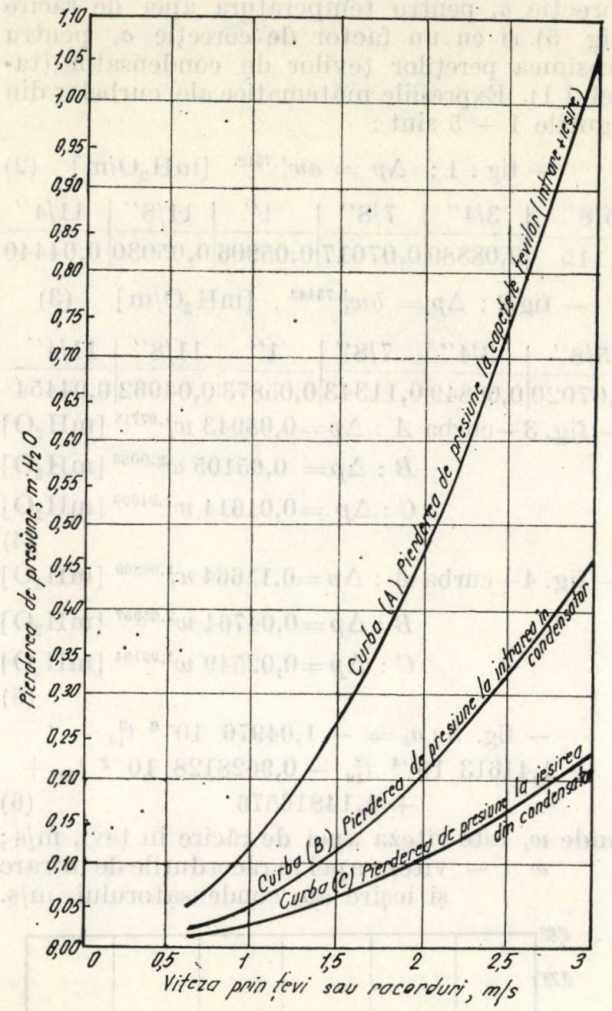


Fig. 4. Pierderea de presiune la intrarea și ieșirea apei din țevi (*A*), intrarea apei în condensator (*B*) și ieșirea apei din condensator (*C*) pentru condensatoare cu trecere dublă a apei de răcire.

folosind valorile din nomograme sau cu ajutorul relațiilor (2)— (6). Cu ajutorul acestei valori a vitezei se poate determina debitul de apă de răcire care circulă prin condensator.

Procedeul descris mai sus poate fi folosit și la încercările turbinelor cu abur în scopul determinării punctului final al destinderii aburului în turbină, aflat în domeniul aburului umed.

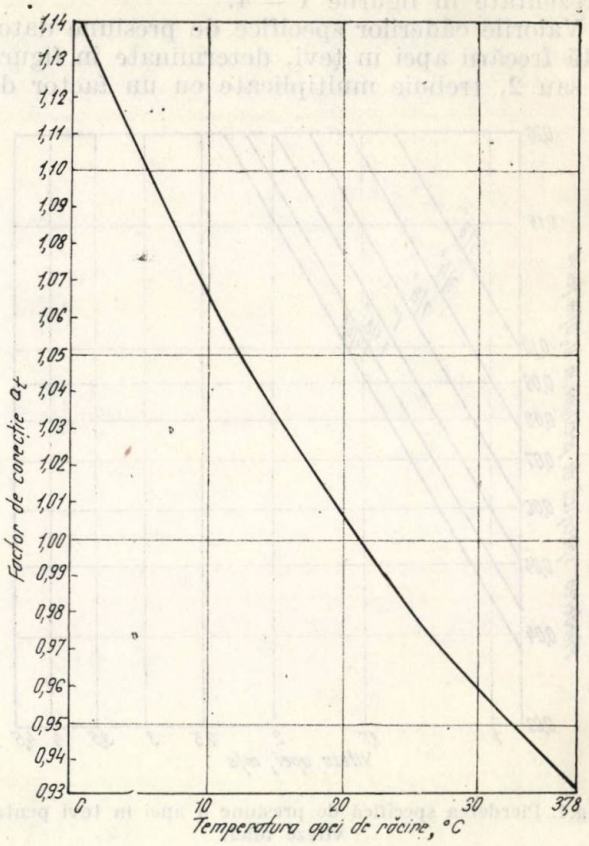


Fig. 5. Factor de corecție pentru temperatura apei de răcire.

Tabelul 1

Diametrul exterior al țevii		12 BWG 0,109 inci 2,77 mm	14 BWG 0,083 inci 2,11 mm	16 BWG 0,065 inci 1,65 mm	18 BWG 0,049 inci 1,24 mm	20 BWG 0,035 inci 0,89 mm	22BWG 0,028 inci 0,71 mm	24 BWG 0,022 inci 0,56 mm
inci	mm							
0,625	15,875	1,38	1,21	1,10	1,00	0,94	0,91	0,89
0,750	19,05	1,28	1,16	1,06	1,00	0,95	0,93	0,90
0,875	22,225	1,25	1,13	1,06	1,00	0,96	0,94	0,92
1,000	25,4	1,19	1,11	1,05	1,00	0,96	0,94	0,93
1,125	28,575	1,16	1,09	1,04	1,00	0,97	0,95	0,94
1,250	31,75	1,14	1,08	1,04	1,00	0,97	0,96	0,94

Procedeul este evident. După determinarea prin măsurare a pierderii totale de presiune a apei de răcire în condensator, se determină prin încercări succesive valoarea vitezei apei de răcire corespunzătoare acestei pierderi de presiune,

Bibliografie

[1] Chercea, G. și Kertész, N. *Metodă analitică pentru calculul caracteristicilor condensatoarelor turbinelor cu abur.* În: Energetica, nr. 8, 1973, p. 359 — 363.

[2] * * * *Standards for steam surface condensers.* Fifth Edition. Heat Exchange Institute. New York.

(Articol intrat în redacție la 2 iunie 1975)

Precizări privind calculul randamentelor unor instalații componente ale unui bloc termoenergetic cu condensație

Ing. N. Kertész *

1. Consumul specific pentru producerea energiei electrice

Aprecierea ciclului termic, ca și a centralei termoelectrice în ansamblu, se face prin intermediul unor indici caracteristici, stabiliți pentru diferite puncte de referință sau pentru anumite etape ale procesului de transformare a energiei.

Unul dintre cei mai importanți indici tehnici ai unui bloc termoenergetic cu condensație este consumul specific de căldură pentru producerea energiei electrice.

În calculul consumului specific brut de căldură se ia în considerare energia electrică produsă la bornele generatorului, iar în cel al consumului specific net de căldură, energia electrică livrată la bornele de înaltă tensiune ale transformatorului principal al blocului.

Valoarea consumului specific net de căldură se poate determina cu relația

$$q_n = \frac{860}{\eta_{caz}\,\eta_{cd}\,\eta_t\,\eta_i\,\eta_m\,\eta_g\,\eta_{si}\,\eta_{trafo}} \text{[kcal/kWh]} \quad (1)$$

sau

$$q_n = \frac{BP_{ci}}{N_l} \quad (2)$$

în care

η_{caz} este randamentul cazanului de abur;
η_{cd} — randamentul conductelor de legătură dintre cazan și turboagregat;
η_t — randamentul termic al ciclului;
η_i — randamentul relativ intern al turbinei;
η_m — randamentul mecanic al turbinei;
η_g — randamentul generatorului electric;
η_{si} — factor care ține seama de consumul de energie al serviciilor auxiliare electrice ale blocului termoenergetic;
η_{trafo} — randamentul transformatorului principal;
B — cantitatea de combustibil consumată în unitatea de timp, kg/h;
P_{ci} — puterea calorifică inferioară a combustibilului, kcal/kg;
N_l — puterea electrică livrată de blocul termoenergetic, kW.

Notînd produsul $\eta_t\,\eta_i\,\eta_m\,\eta_g$ cu η_{tba}, relația (1) devine:

$$q_n = \frac{860}{\eta_{caz}\,\eta_{cd}\,\eta_{tba}\,\eta_{si}\,\eta_{trafo}} \text{[kcal/kWh]} \quad (3)$$

în care η_{tba} este randamentul turboagregatului.

În literatura de specialitate se întîlnesc definiții diferite ale randamentului cazanului, cea mai recentă [1] luînd în considerare și consumul de energie electrică al unei părți a agregatelor serviciilor auxiliare ale cazanului. Ca urmare, expresia consacrată a termenului η_{si}, și anume $\eta_{si} = \frac{N_{lt}}{N_b}$, adică raportul dintre puterea la bornele de joasă tensiune ale transformatorului principal al blocului termoenergetic și cea produsă la bornele generatorului, poate suferi modificări.

În ceea ce privește calculul randamentului conductelor, avînd în vedere, poate, influența mică asupra consumului specific de căldură, cît și dificultatea determinării pe cale experimentală, în literatura de specialitate nu se indică o relație de calcul a mărimii η_{cd}.

Avînd în vedere cele de mai sus, se va prezenta pe scurt modul de calcul al mărimilor η_{caz}, η_{cd}, η_{tba} și η_{si} utilizat în prezent, pentru ca apoi să se precizeze relațiile de calcul ce ar urma să fie folosite în calculele de determinare a consumurilor specifice de căldură pentru producerea energiei electrice în centralele termoelectrice.

2. Metodele actuale de calcul al mărimilor analizate

2.1. *Randamentul cazanului de abur*

Randamentul cazanului este o mărime convențională. În relațiile furnizor de cazan — beneficiar este suficient ca cei doi parteneri să adopte o aceeași definiție a acestei mărimi. Aceasta înseamnă că beneficiarul va adopta pentru calculul randamentului cazanului la probele de garanție metoda folosită de proiectantul furnizorului pentru calculul valorii garantate a randamentului cazanului. Astfel cele două valori sînt comparabile și pot forma criteriul de garanție a cazanului.

În standardele privitoare la probele de garanție ale cazanelor de abur, definițiile noțiunilor de cazan de abur și randament al cazanului de abur diferă.

În [1] cazanul de abur este definit ca fiind, în condiții normale, sistemul compus din:

* Ing. Nicolae Kertész este cercetător științific la ICEMENERG.

— circuitul apă-abur (inclusiv pompe de recirculaţie, dacă există);

— focarul cu instalaţia de măcinare, ventilator de recirculaţie a gazelor de ardere, preîncălzitor de aer cu gaze de ardere, preîncălzitor preliminar de aer de ardere cu abur (calorifer), preîncălzitor de gaze alimentat cu gaze de ardere.

În afara limitelor acestui sistem se situează instalaţia de preîncălzire a păcurii sau gazului, electrofiltrele, ventilatoarele de aer şi gaze de ardere.

În [2] cazanul este considerat ca fiind compus din:

— supraîncălzitor;
— vaporizator;
— economizor;
— preîncălzitor de aer

şi include:

— instalaţia de reintroducere a cenuşii zburătoare şi a zgurei din focar;

— echipamentul de reglare a arderii şi a temperaturii aburului;

— toată aparatura sau echipamentul auxiliar care poate fi necesar funcţionării cazanului după specificaţia agreată.

În ceea ce priveşte randamentul cazanului de abur, o diferenţă între definiţiile date în standardele şi normativele diferitelor ţări constă în modul de luare în considerare a cantităţii de căldură pentru preîncălzirea preliminară a aerului de ardere într-un schimbător de căldură (calorifer) şi preîncălzirea combustibilului cu abur extras dintr-o priză a turbinei.

Astfel, în normativele din U.R.S.S. [3], R.S.C. [4] şi R.F.G. [1] — ţări din care provine un număr important de cazane de abur instalate în R.S.R. —, cantitatea de căldură necesară preîncălzirii preliminare a aerului de ardere şi a combustibilului este considerată ca o cantitate de energie introdusă în cazan, ca şi energia chimică a combustibilului, a aburului folosit pentru pulverizarea păcurii etc.

În [2] cantitatea de căldură pentru preîncălzirea preliminară a aerului de ardere şi a combustibilului cu abur prelevat dintr-o priză a turbinei este considerată ca fiind furnizată de cazanul de abur pentru necesităţile sale şi constituie deci un consum propriu termic al cazanului.

Suplimentar, în [1] consumul de energie electrică al unei părţi a agregatelor auxiliare ale cazanului, şi anume a celor care sînt incluse în definiţia cazanului conform [1], este considerat ca o cantitate de energie introdusă în cazan.

În cele ce urmează se prezintă concepţiile diferite în ceea ce priveşte definiţia randamentului cazanului de abur pe baza celor mai recente normative [1], [2].

În [1] căldura produsă de cazan, Q_p, o constituie toată energia care este cedată în cazan apei şi aburului, inclusiv debitelor de apă de purjă, adică

$$Q_p = D_0 (i_0 - i_{al}) + D^s_{inj} (i_{al} - i^s_{inj}) + D_{si} (i^c_{si_e} - i^c_{si}) + D^{si}_{inj} (i^c_{si_e} - i^{si}_{inj}) + D_p (i_p - i_{al}) \text{ [kcal/h]}, \quad (4)$$

în care

D_0 este debitul de abur viu furnizat de cazan, kg/h;
D_{si} — debitul de abur supraîncălzit intermediar, kg/h;
D_p — debitul de apă purjat, kg/h;
D^s_{inj} — debitul de apă de injecţie în supraîncălzitorul principal, kg/h;
D^{si}_{inj} — debitul de apă de injecţie în supraîncălzitorul intermediar, kg/h;
i_0 — entalpia aburului viu, kcal/kg;
i_{al} — entalpia apei de alimentare a cazanului, kcal/kg;
$i^c_{si_e}$ — entalpia aburului la ieşirea din supraîncălzitorul principal, kcal/kg;
$i^c_{si_i}$ — entalpia aburului la intrarea în supraîncălzitorul principal, kcal/kg;
i_p — entalpia apei purjate, kcal/kg;
i^s_{inj} — entalpia apei de injecţie în supraîncălzitorul principal, kcal/kg;
i^{si}_{inj} — entalpia apei de injecţie în supraîncălzitorul intermediar, kcal/kg.

Randamentul cazanului este raportul dintre energia Q_p produsă de cazan şi energia Q_i introdusă în cazan. Exprimînd pe Q_i sub forma

$$Q_i = Q'_i + Q_a + Q_B + 860\, N^{caz}_{si1}, \quad (5)$$

în care

Q'_i este energia introdusă în cazan, diminuată cu cantităţile de energie Q_a, Q_B şi N^{caz}_{si1}, kcal/h;
Q_a — cantitatea de căldură livrată aerului de ardere în calorifer, kcal/h;
Q_B — cantitatea de căldură livrată combustibilului în preîncălzitorul acestuia, kcal/h;
N^{caz}_{si1} — puterea necesară antrenării agregatelor auxiliare cuprinse în definiţia cazanului, kW.

Randamentul cazanului se va calcula cu relaţia [1]:

$$\eta_{caz} = \frac{Q_p}{Q'_i + Q_a + Q_B + 860\, N^{caz}_{si1}}. \quad (6)$$

Conform [2], randamentul cazanului are o definiţie care se pretează la interpretări. Defi-

nițiile principalelor mărimi ce intervin în calculul randamentului cazanului sînt (traducere din [2]):

— Cantitatea de căldură produsă: cantitatea de căldură a aburului furnizat de cazan, diminuată cu cantitatea de căldură a apei de alimentare și cea corespunzătoare aburului reintrodus în cazan.

— Cantitatea de căldură furnizată: cantitatea de căldură corespunzătoare combustibilului consumat de cazan, apreciată pe baza puterii calorifice inferioare sau superioare, conform dispozițiilor contractuale, și suplimentar toate cantitățile de căldură pierdute care sînt furnizate cazanului dintr-o sursă exterioară, conform condițiilor contractuale.

— Randamentul termic: valoarea cantității de căldură produse, diminuată cu toate cantitățile de căldură (altele decît cantitățile de căldură pierdute), furnizate cazanului dintr-o sursă termică separată, alta decît cea alimentată cu combustibil consumat, sau introduse sub formă de energie mecanică sau electrică, raportată la cantitatea de căldură furnizată.

În [2] se precizează că „prezenta Recomandare ISO nu menționează randamentul termic net, bazat pe cantitatea de căldură produsă diminuată cu echivalentul termic al energiei consumate de agregatele auxiliare. Energia consumată de agregatele auxiliare, exprimată în unități echivalente, se va indica separat în procesul-verbal al probelor".

Rezultă din aceste definiții că prin noțiunea de cantitate de căldură furnizată se înțelege ceea ce în [1] este numit cantitate de energie introdusă în cazan.

Din punctul de vedere al cantităților de căldură Q_a și Q_B, definițiile nu sînt suficient de precise. Considerăm cantitățile de căldură Q_a și Q_B ca fiind furnizate din prizele turbinei alimentate cu abur de cazanul considerat.

Dacă turbina este considerată ca o sursă exterioară de căldură, iar cantitățile de căldură Q_a și Q_B ca fiind pierdute pentru aceasta, mărimile Q_a și Q_B fac parte, conform definiției, din cantitatea de căldură introdusă în cazan.

Dacă cantitățile de căldură Q_a și Q_B sînt considerate ca fiind furnizate cazanului dintr-o sursă termică separată, alta decît cea alimentată cu combustibilul consumat, adică turbina, atunci mărimile Q_a și Q_B trebuie scăzute din cantitatea de căldură produsă, Q_p. În realitate, cantitățile de căldură Q_a și Q_B nu constituie pierderi din punctul de vedere al turbinei, ci căldură livrată unui consumator termic. Pe de altă parte, nu se poate considera turbina ca fiind o sursă termică separată, nealimentată cu combustibilul consumat, deoarece căldura (aburul) acestei „surse termice" provine de la cazanul considerat, deci este produsă cu combustibilul consumat de cazan.

Formulele prezentate în [2] contribuie însă la clarificarea celor de mai sus. În toate relațiile de calcul al randamentului, prin cantitate de căldură furnizată (introdusă) cazanului se înțelege energia chimică a combustibilului consumat.

Relația de calcul al randamentului cazanului, utilizînd notațiile prezentate mai înainte, este deci [2]:

$$\eta_{caz} = \frac{Q_p - Q_a - Q_B}{BP_{ci}}. \qquad (7)$$

Din comparația relațiilor (6) și (7) reiese evident modul diferit de luare în considerare în calculul randamentului cazanului de abur a mărimilor Q_a și Q_B, cît și deosebirea în ceea ce privește termenul corespunzător puterii necesare antrenării unei părți a agregatelor auxiliare ale cazanelor.

2.2. *Randamentul conductelor de legătură dintre cazan și turboagregat*

Randamentul conductelor de legătură dintre cazan și turboagregat reprezintă raportul dintre cantitățile de energie ieșite și intrate în conturul ce delimitează acest sistem de conducte, contur imaginat pentru înlesnirea efectuării bilanțului energetic al sistemului de conducte.

În literatura de specialitate nu se indică formule de calcul al acestui randament. Avînd, poate, în vedere influența mică a acestei mărimi asupra consumului specific de căldură, autorii se limitează la a recomanda o valoare de calcul al acestuia, de regulă 0,99.

2.3. *Randamentul turboagregatului*

Considerînd o turbină cu condensație cu supraîncălzire intermediară a aburului, relația de calcul al randamentului turboagregatului [6], [7], în ipoteza că debitele de abur de purjă ale cazanului sînt introduse în instalațiile turboagregatului pentru a se recupera o parte din căldura conținută, că pe traseul dintre cazan și turbină nu au loc pierderi de fluid și că pierderile de energie sensibile au loc numai pe traseul conductelor de abur supraîncălzit, este:

$$\eta_{tba} = \frac{860\ N_b}{D_0 (i_1 - i_{al}) + D^s_{inj} (i_{al} - i^s_{inj}) + D_{si} (i^t_{si_i} - i^t_{si_e}) + D^s_{inj} (i^t_{si_i} - i^{si}_{inj}) + D_p (i_p - i_{al})} \qquad (8)$$

în care

N_b este puterea electrică la bornele generatorului, kW;

i_1 — entalpia aburului viu la intrarea în turbină, kcal/kg;

$i^t_{si_i}$ — entalpia aburului supraîncălzit intermediar la intrarea în turbină, kcal/kg;

$i^t_{si_j}$ — entalpia aburului trimis de la turbină pentru supraîncălzire intermediară, kcal/kg.

Dacă turbina considerată este alimentată cu abur de către un cazan echipat cu preîncălzitor pentru preîncălzirea combustibilului şi cu calorifer, aburul necesar acestora va fi furnizat din prizele turbinei. Apare astfel o livrare de căldură din turbină unor consumatori termici exteriori conturului uzual de bilanţ energetic al turbinei. În această situaţie, randamentul producerii energiei electrice de către turboagregat se calculează cu relaţia:

$$\eta_{tba} = \frac{860\ N_b}{Q_{tba} - Q_a - Q_B}, \qquad (9)$$

în care Q_{tba} este cantitatea de căldură furnizată turboagregatului, adică numitorul relaţiei (8), kcal/h.

2.4. *Factorul care ţine seamă de consumul de energie al serviciilor auxiliare electrice ale blocului termoenergetic*

Factorul η_{si} exprimă raportul dintre puterea la bornele de joasă tensiune ale transformatorului principal şi puterea electrică la bornele generatorului, adică

$$\eta_{si} = \frac{N_l + \Delta N_{trafo}}{N_b} = \frac{N_b - N_{si}}{N_b}, \qquad (10)$$

în care

ΔN_{trafo} este pierderea de putere în transformatorul principal al blocului, kW;

N_{si} — puterea electrică necesară serviciilor auxiliare ale blocului termoenergetic, kW.

3. Precizări privind modul de calcul al mărimilor analizate

Egalînd relaţiile (2) şi (3), rezultă:

$$\eta_{caz}\ \eta_{cd}\ \eta_{tba}\ \eta_{si}\ \eta_{trafo} = \frac{860\ N_l}{BP_{ci}}. \qquad (11)$$

Avînd în vedere că analiza se limitează numai la termenii η_{caz}, η_{cd}, η_{tba} şi η_{si}, relaţia (11) poate fi înlocuită cu relaţia:

$$\eta_{caz}\ \eta_{cd}\ \eta_{tba}\ \eta_{si} = \frac{860\ N_{lt}}{BP_{ci}}, \qquad (12)$$

în care

$$N_{lt} = N_l + \Delta N_{trafo}. \qquad (13)$$

Este evident că, din punctul de vedere al ansamblului blocului termoenergetic cu condensaţie, sînt corecte acele relaţii de calcul al randamentelor care satisfac riguros relaţia (12) şi care îşi găsesc şi o interpretare fizică.

Pentru determinarea acestor relaţii se admite ca ipoteză simplificatoare că temperatura de referinţă generală este cea a mediului ambiant (normativele impun 25 °C), ceea ce înseamnă că temperatura aerului aspirat de cazan din mediul ambiant, a combustibilului la intrarea în agregatul de cazan şi a apei de adaos pentru completarea pierderilor de apă-abur din circuitele blocului termoenergetic sînt egale.

3.1. *Randamentul cazanului de abur*

Se consideră cazul unui cazan de abur pentru care în relaţia (6) termenul Q'_i reprezintă exclusiv energia chimică a combustibilului consumat, adică $Q'_i = BP_{ci}$, şi pentru care termenul $N^{caz}_{si1} = 0$; de exemplu, un cazan de abur cu circulaţie naturală, sau străbatere forţată, funcţionînd cu păcură, neprevăzut cu ventilator de recirculaţie a gazelor de ardere şi ventilator de recirculaţie a aerului de ardere, dotat însă cu calorifer şi preîncălzitor de combustibil, amîndouă fiind alimentate cu abur din prizele turbinei blocului termoenergetic.

Admiţînd pentru început că randamentul conductelor de legătură dintre cazan şi turboagregat este 100%, adică $\eta_{cd} = 1$, ceea ce înseamnă totodată egalitatea cantităţilor de căldură Q_p şi Q_{tba}, adică $Q_p = Q_{tba}$, conform relaţiilor (6), (9), (10) şi (13), pentru cazul considerat se poate scrie:

$$\eta_{caz} = \frac{Q_p}{BP_{ci} + Q_a + Q_B} \qquad (14)$$

$$\eta_{tba} = \frac{860\ N_b}{Q_p - Q_a - Q_B} \qquad (15)$$

$$\eta_{si} = \frac{N_{lt}}{N_b} \qquad (16)$$

Înlocuind mărimile de mai sus în relaţia (12), se constată că ele nu satisfac ecuaţia.

Dacă însă pentru exprimarea randamentului cazanului se utilizează în locul relaţiei (6) relaţia (7), ceilalţi termeni rămînînd nemodificaţi, relaţia (12) este satisfăcută.

Din acestea rezultă că formula corectă de calcul al randamentului cazanului care corespunde cazului funcţionării cazanului de abur

în cadrul centralei termoelectrice este (7), cu atît mai mult cu cît această relaţie de calcul îşi găseşte şi o explicaţie logică.

Pentru a scoate în evidenţă această concordanţă dintre formula de calcul considerată a fi corectă şi fenomenele fizice reale, să presupunem că cazanul luat în considerare mai înainte, de această dată însă neprevăzut cu calorifer şi preîncălzitor de combustibil, alimentează cu abur o turbină fără supraîncălzire intermediară şi fără preîncălzire regenerativă a apei de alimentare.

Cantitatea de căldură produsă de cazan, totodată utilă din punctul de vedere al producerii energiei electrice, este :

$$Q_p = Q_u = D_0 (i_0 - i_k), \qquad (17)$$

în care

Q_u este căldura utilă livrată de cazan, kcal/h ;
i_k — entalpia apei de alimentare, care în acest caz este egală cu entalpia condensatului la ieşirea din condensator, kcal/kg.

Dacă turbina va fi alimentată cu abur din acelaşi cazan, echipat de această dată cu calorifer şi preîncălzitor de combustibil, al căror necesar de căldură trebuie asigurat cu abur, turbina va trebui să aibă o priză fixă din care să se poată asigura acest necesar de căldură. Turbina devine astfel o turbină cu condensaţie cu o priză de termoficare internă, care consumă pentru producerea energiei electrice cantitatea de căldură utilă :

$$Q_u^{aB} = D_0(i_0 - i_k) - (Q_a + Q_B) = Q_p - (Q_a + Q_B). \qquad (18)$$

Cantităţile de căldură Q_a şi Q_B fiind livrate de turbină cazanului, căldura $Q_p = D_0 (i_0 - i_k)$ produsă de cazan nu este egală în acest caz cu cantitatea de căldură utilă Q_u^{aB} livrată de cazan, cantităţile de căldură Q_a şi Q_B fiind produse de cazan pentru consumul său propriu.

Randamentul cazanului fiind raportul dintre cantitatea de căldură utilă livrată de cazan şi energia introdusă în cazan din surse exterioare, în acest caz numai energia chimică a combustibilului, expresia randamentului cazanului va fi :

$$\eta_{caz} = \frac{Q_u^{aB}}{BP_{ci}}, \qquad (19)$$

adică

$$\eta_{caz} = \frac{Q_p - Q_a - Q_B}{BP_{ci}} \qquad (20)$$

Cu toate că pentru cazul particular al cazanului de abur considerat (vezi începutul cap. 3.1.), din punctul de vedere exclusiv al cazanului, căldura utilă livrată este egală cu cantitatea de căldură produsă, iar cantităţile de căldură Q_a şi Q_B constituie cantităţi de energie introduse în cazan, ceea ce justifică exprimarea randamentului cazanului prin relaţia (14), formula corectă de calcul, avînd în vedere legăturile dintre cazanul de abur şi celelalte instalaţii ale blocului termoenergetic cu condensaţie, este (20), adică cea recomandată în [2].

Calculul randamentului unui cazan cu ajutorul relaţiilor (14) şi (20) conduce la o diferenţă relativă ε_η între cele două valori obţinute de pînă la circa $\varepsilon_\eta = 0{,}25\%$, unde

$$\varepsilon_\eta = \frac{\eta_{caz}^{DIN} - \eta_{caz}^{ISO}}{\eta_{caz}^{ISO}} \cdot 100 \ [\%], \qquad (21)$$

în care

η_{caz}^{DIN} este randamentul cazanului calculat conform [1] ;
η_{caz}^{ISO} — randamentul cazanului calculat conform [2].

Puterea electrică N_{sil}^{caz} necesară antrenării unora dintre agregatele auxiliare ale cazanului constituie, ca şi cantităţile de căldură Q_a şi Q_B, un consum propriu al cazanului. Puterea N_{sil}^{caz} fiind însă o formă de energie diferită de cea produsă de cazan, rezultată în urma transformărilor din cadrul turboagregatului, locul ei în formula de calcul al randamentului cazanului nu poate fi determinat cu ajutorul procedeului folosit în acest scop pentru mărimile Q_a şi Q_B. Condiţia ca la numitorul formulei de calcul al randamentului cazanului să figureze numai energia efectiv introdusă din exterior în cazan, adică, în ipotezele făcute, numai energia chimică a combustibilului, ar conduce la relaţia de calcul :

$$\eta_{caz} = \frac{Q_p - Q_a - Q_B - 860\, N_{sil}^{caz}}{BP_{ci}}.$$

Această relaţie de calcul nu poate fi însă corelată cu celelalte mărimi ale relaţiei (12), nu corespunde fenomenelor fizice şi, prin urmare, nu poate fi utilizată. Nici relaţia (6) de calcul al randamentului cazanului conform [1] nu poate fi însă pusă în concordanţă cu ceilalţi termeni ai relaţiei (12) astfel încît condiţia impusă de aceasta să fie îndeplinită.

În concluzie, formula riguros exactă de calcul al randamentului cazanului este cea conţinută în [1], dar cea corespunzătoare calculelor practice impuse de necesitatea determinării consumului specific de căldură în fazele de planificare şi control prin postcalcul este cea recomandată în [2].

Prin urmare, se propune adoptarea ca formulă de calcul al randamentului cazanului a celei recomandate în [2], conţinută, de altfel, şi în [5]. Trebuie însă subliniat că relaţia (20) are această formă numai în măsura în care cantităţile de căldură Q_a şi Q_B provin de la cazanul considerat, adică din prizele fixe ale turbinei alimentate cu abur de către cazanul considerat. În cazurile în care una (sau ambele) dintre can-

titățile de căldură Q_a sau Q_B provine din altă sursă, ea constituie energia introdusă în cazan și va figura cu semnul plus la numitorul relației (20), fiind, bineînțeles, înlăturată de la numărător.

3.2. *Randamentul conductelor de legătură dintre cazan și turbină*

Revenind din nou la relația (12), se poate determina formula de calcul al randamentului conductelor de legătură dintre cazan și turboagregat, recurgînd pentru aceasta la cazul unui bloc termoenergetic cu condensație echipat cu un cazan pentru care expresia randamentului cazanului este (20).

Considerînd că pierderi de energie au loc numai pe traseul conductelor de abur viu și abur supraîncălzit intermediar și ținînd seama de relațiile (4), (8), (9), (10), (12) și (20), rezultă formula de calcul al randamentului conductelor de legătură dintre cazan și turboagregat, și anume :

$$\eta_{lcd} = \frac{Q_{tba} - Q_a - Q_B}{Q_p - Q_a - Q_B}, \qquad (22)$$

adică

$$\eta_{lcd} = \frac{D_0 (i_1 - i_{al}) + D^s_{inj} (i_{al} - i^s_{inj}) + D_{si} (i^t_{si_i} - i^t_{si_e}) + D^{si}_{inj} (i^t_{si_i} - i^{si}_{inj}) + D_p (i_p - i_{al}) - Q_a - Q_B}{D_0 (i_0 - i_{al}) + D^s_{inj} (i_{al} - i^s_{inj}) + D_{si} (i^c_{si_e} - i^c_{si_i}) + D^{si}_{inj} (i^c_{si_e} - i^{si}_{inj}) + D_p (i_p - i_{al}) - Q_a - Q_B} \qquad (23)$$

Randamentul conductelor poate fi determinat mai simplu, pe calea efectuării bilanțului energetic al conductelor de abur viu și supraîncălzit intermediar, diferența dintre valorile rezultate în urma calculului cu cele două metode fiind neglijabilă.

3.3. *Randamentul turboagregatului*

Randamentul producerii energiei electrice de către turboagregat se va calcula cu relația prezentată în capitolul 2.3.

3.4. *Factorul care ține seama de consumul de energie al serviciilor auxiliare electrice ale blocului termoenergetic*

În capitolul 3.1 s-a prezentat calculul randamentului cazanului conform [1], incluzînd deci consumul de energie electrică al unei părți a agregatelor auxiliare ale cazanului în expresia randamentului cazanului. Ca urmare a acestei definiții, serviciile auxiliare electrice ale blocului termoenergetic cu condensație ar cuprinde toate agregatele auxiliare ale blocului, cu excepția celor care, conform definiției cazanului, aparțin exclusiv acestuia.

Aceasta ar conduce la o relație de calcul al factorului care ține seama de consumul de energie al serviciilor auxiliare electrice de forma :

$$\eta_{si} = \frac{N_{lt}}{N_b - N^{caz}_{sil}}$$

Dacă se adoptă propunerea de a calcula randamentul cazanului cu relația recomandată în [2], din relația (12) rezultă că factorul η_{si} urmează a fi calculat cu relația :

$$\eta_{si} = \frac{N_{lt}}{N_b}. \qquad (24)$$

Bibliografie

[1] Entwurf DIN 1942. *Abnahmeversuche an Dampferzeugern.*

[2] ISO/R 889—1968. *Code d'essai pour les générateurs de vapeur fixes equipant les centrales productrices d'energie.*

[3] * * * *Teplovoi rascet kotelnîh agregatov (normativnii metod).* Izdatelstvo Energhiia, Moscova, 1973.

[4] CSN 07 0302. *Predpisy pro zárucni zkousky parnichkotlu.*

[5] STAS 2605/1973. *Cazan de abur — Terminologie.*

[6] CEI 46—1962. *Recomandations concernant les turbines à vapeur.*

[7] STAS 8135/1968. *Turbine cu abur pentru antrenarea generatoarelor electrice — Încercări.*

(Articol intrat în redacție la 19 august 1975)

Metodologie și algoritm pentru calculul tehnico—economic în electroenergetică și folosirea programării dinamice discrete pentru generarea de noi soluții tehnice

Ing. **H. Crisciu**, ing. **V. Neagu** și ing. **I. Radu***

Multe din problemele tehnicii pot fi concepute ca stări discrete care pot fi dispuse într-un lanț secvențial. Dacă la un anumit moment putem determina soluții pentru o problemă dată, aceste soluții definesc ansamblul stărilor problemei noastre la momentul t.

Soluțiile problemei se denumesc dinamice dacă pentru anumite intervale de timp date între t_0 și T există, la fiecare moment t, unde $t_0 \leqslant t \leqslant T$, un ansamblu de soluții A_t, care corespund din punct de vedere tehnic problemei date.

Dacă nu se urmărește desfășurarea continuă a evoluției soluțiilor, ci numai instantanee, fixate la anumite intervale de timp date, atunci, prin discretizarea scării timpului, se obține implicit o dinamică discretă și problema determinării soluțiilor la diferite intervale de timp se reduce la problema determinării mulțimilor A_t ($t = 1,2,\ldots,$ n; n fiind numărul stărilor discrete luate în considerare) (fig. 1).

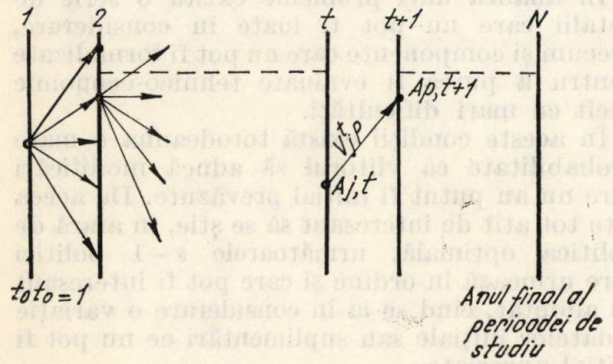


Fig. 1

Descrierea modelului matematic pentru calculul tehnico-economic

1. *Calculul costurilor actualizate și al cheltuielilor de tranziție*

Principiul pe care se bazează evaluarea economică constă într-o însumare pe toată durata de exploatare a tuturor investițiilor și cheltuielilor de exploatare afectate unei anumite soluții, actualizate la primul an al perioadei de studiu.

În calculele tehnico-economice, în afară de :
— investițiile totale ;
— cheltuielile totale anuale de exploatare,
se ține seama și de :
— valoarea reziduală a instalațiilor ;
— valoarea daunelor probabile.

Cu ajutorul acestor elemente se calculează indicatorul sintetic (cheltuiala totală actualizată A). Ținînd seama de cele de mai sus, expresia costului total actualizat al soluției j în anul n este :

$$A_{jn} = \sum_{i=1}^{n} I_{ji}\,(1+a)^{-i} + \sum_{i=1}^{n} C_{ji}\,(1+a)^{-i} -$$

$$- \sum_{i=1}^{n} V_{\tau ji}(1+a)^{-i} + \sum_{i=1}^{n} D_{ji}\,(1+a)^{-i}\,, \qquad (1)$$

în care

I_{ji} este volumul de investiții necesar în anul i pentru soluția j ;
C_{ji} — cheltuielile anuale de exploatare în anul i pentru soluția j ;
V_{jn} — valoarea reziduală în anul n a soluției j ;
D_{ji} — valoarea daunelor probabile în anul i pentru soluția j ;
n — numărul de ani al perioadei de studiu ;
a — rata de actualizare egală cu 0,1 ;
i — anul curent.

Valoarea reziduală și cheltuielile de exploatare fixe reprezintă o cotă fixă C, respectiv b (din valoarea investiției).

Așadar relația (1) devine :
pentru $l = 1,2,\ldots, n-1, n$

$$A_{jl} = \sum_{i=1}^{l} \frac{I_{ji}}{(1+a)^i} + \sum_{i=1}^{l} \frac{\sum_{k=1}^{i} I_{jk}\, b}{(1+a)^i} +$$

$$+ \sum_{i=1}^{l} \frac{\Delta E_{ji}\, p}{(1+a)^i} - \sum_{i=1}^{l} \frac{I_{ii}\, c_i}{(1+a)^i} + \sum_{i=1}^{l} + \frac{D_{jl}}{(1+a)^i} \qquad (2)$$

unde

$\Delta E_{ji} \cdot p$ este costul pierderilor de energie în anul i evaluate cu p lei/kWh ;
c_i — coeficient de calcul al valorii reziduale.

O parte mai delicată a calculului economic comparativ constă în estimarea costurilor totale pe care le implică trecerea într-un anumit an de la o soluție la alta.

Dorim să subliniem în mod special că în programarea dinamică discretă aceasta este calea pentru generarea unor noi soluții care ar putea

* Ing. Crisciu Horia, ing. Neagu Viorel și ing. Radu Ion sînt cercetători la Institutul de cercetări și modernizări energetice (ICEMENERG).

fi eventual mai economice decît soluţiile luate în considerare iniţial. Într-adevăr, în momentul cînd se fixează, spre exemplu, două soluţii dinamice, se pleacă de la premisa normală că aceste două soluţii se ataşează la situaţia existentă în primul an de studiu. Din acest punct de vedere, o tranziţie în timpul perioadei de studiu de la soluţia 1 la soluţia 2, şi invers, la un moment t dat ar apărea ca aprioric incompatibilă economic. Avantajul folosirii programării dinamice discrete constă în faptul că indică în care an intermediar soluţia 1 — 2 sau 2 — 1 se înscrie ca soluţie 3 — optimală.

În aceste condiţii inginerul poate lua în considerare şi o a treia soluţie dinamică care să prevadă tranziţia în acel an. Desigur că indicii economici ai soluţiei 3 pot fi apoi 2 sau chiar 1 optimali.

Pentru a calcula valoarea costurilor de tranziţie dintre soluţia j din anul i şi soluţia p din anul $i + 1$, se foloseşte relaţia :

$$V_{jp} = K_{rec} I_{jp} \qquad (3$$

în care

I_{jp} este valoarea necomună a investiţiilor între soluţia j între anul $i - 1$ şi i şi soluţia p între anul i şi $i + 1$;

K_{rec} — un coeficient care ţine seamă de faptul că din aceste investiţii ceva poate fi totuşi valorificat.

Valoarea necomună a investiţiilor între soluţia j şi soluţia p (I_{jp}) se trece într-o matrice de forma celei redate în figura 2.

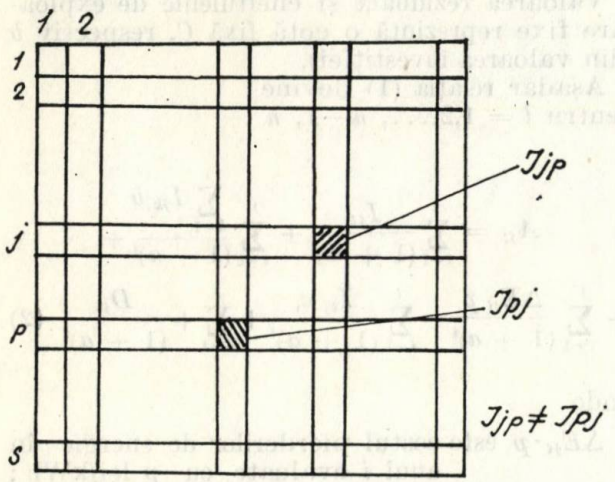


Fig. 2

Numărul liniilor şi coloanelor matricei de mai sus este egal cu numărul soluţiilor fundamentale (s).

În cazul în care $p = j$, I_{pp} se trece în căsuţele de pe diagonala matricei de mai sus şi reprezintă investiţiile suplimentare în soluţia fundamentală p de la anul i la anul $i + 1$.

Pentru fiecare an al perioadei de studiu se completează o matrice de genul celei de mai sus.

Pentru a ilustra semnificaţia termenului de valoare necomună a investiţiilor, subliniem că în comparaţia, spre exemplu, a două soluţii trebuie să se ţină seama de direcţia de trecere. Totdeauna soluţia de la care se trece se găseşte într-un an cu o unitate inferioară celui în care se găseşte soluţia către care se trece. Avem următoarele relaţii :

$$I_1^{i-1} = I_c + I_{nec12}^{i-1} \qquad (4)$$

Termenul I_c reprezintă valoarea acelor lucrări care există atît în soluţia 1 cît şi în soluţia 2. Valoarea necomună de trecere de la soluţia 1 la 2 în anul i este :

$$I_{nec12}^{i-1} = I_1^{i-1} I_c. \qquad (4')$$

Pentru calculul investiţiilor necomune există următoarea formulă de recurenţă :

$$I_{nec12}^{i} = I_{nec12}^{i-1} \pm I_{12}^{i},$$

unde I_{12}^{i} sînt investiţiile necomune care apar în lucrările care sînt executate pentru soluţia 1 între anul $i - 1$ şi i şi pentru soluţia 2 între anul i şi $i + 1$.

2. *Determinarea soluţiilor s optimale*

În analiza unei probleme există o serie de detalii care nu pot fi luate în considerare, precum şi componente care nu pot fi formalizate pentru a putea fi evaluate tehnico-economic decît cu mari dificultăţi.

În aceste condiţii există totodeauna o mare probabilitate ca viitorul să aducă modificări care nu au putut fi iniţial prevăzute. De aceea este tot atît de interesant să se ştie, în afară de politica optimală, următoarele $s-1$ politici care urmează în ordine şi care pot fi interesant de adoptat, cînd se ia în considerare o variaţie a datelor iniţiale sau suplimentări ce nu pot fi iniţial apreciate.

Teorema de s-optimalitate afirmă că orice traseu optimal este format din subtrasee optimale.

Teorema este evidentă şi se demonstrează prin următorul raţionament :

Fie $1 \ldots i \ldots n$ un traseu optimal ; trebuie să se demonstreze că $1 \ldots i$ este şi el traseu optimal. Dacă o altă succesiune $(1 \ldots . i)'$ ar fi optimală, atunci succesiunea $(1 \ldots i)' \ldots n$ ar fi superioară celei optime definite mai sus, ceea ce este contrar ipotezei ; deci rezultă că $1 \ldots i$ este un subtraseu optimal.

Dacă pentru rezolvarea unei probleme se dau o serie de soluţii discrete, care pot fi dispuse pe

scara timpului într-un graf secvențial, și se cunosc toate costurile de tranziție, se poate determina traseul optim, adică succesiunea optimă de a trece de la o soluție la alta ca să se ajungă din starea inițială la timpul $t = t_0 = 1$ în starea finală la timpul $t = T = n$. Cu alte cuvinte, în acest fel se poate urmări soluția optimă care poate fi adoptată pentru o perioadă de n ani.

Pentru determinarea soluțiilor s-optimale există mai multe algoritme.

Algoritmul cel mai favorabil și care ține seamă de lucrările lui Bellman — Kalaba și Kaufmann — Cruon este cel propus de Deledicq. Deledicq [1] a pornit de la următoarea observație.

Pentru a cunoaște soluția s-optimală trebuie să se cunoască :

— funcțiile s-optimale pentru toate nodurile care se află pe traseul $s-1$ optimal ;

— funcțiile $s-1$ optimale pentru toate celelalte noduri nesituate pe traseul $s-1$ optimal.

Pentru aplicarea acestui algoritm, Deledicq a introdus doi coeficienți :

$\alpha(A_{j,t}\,;\,A_{p,t+1})$ — indică numărul traseelor optimale care conțin subtraseul $(A_{j,t}\,;\,A_{p,t+1})$;

$\sigma\,(A_{j,t})$ — indică numărul de funcții optimale ce au fost calculate pentru nodul $A_{j,t}$.

Traseul 1-optimal se determină conform formulei din figura 3, în care se presupune că acest traseu este cel figurat.

Se observă că pentru traseul 1-optimal, adică 0,3,8,15 pentru fiecare nod, cu excepția ultimului, există relația :

$$\sigma = \alpha = 1$$

pentru nodurile din afara traseului 1-optimal $\sigma > \alpha$.

Această condiție permite identificarea nodurilor care nu se găsesc pe traseul 1-optimal, în general pe traseul s-1 optimal.

Algoritmul se bazează pe o selectare, într-o primă parcurgere, a drumului s-1 optimal, în scopul determinării nodurilor pentru care este necesar să se calculeze valorile funcțiilor s-optimale.

După fiecare identificare se majorează cu o unitate σ și α pentru drumul optimal.

În concluzie, determinarea traseelor optimale se realizează în felul următor :

— Determinarea traseului 1-optimal, adică cunoașterea în prealabil a funcției 1-optimale pentru toate nodurile grafului secvențial. De asemenea, pentru fiecare nod se marchează nodul aparținînd stării anterioare și care permite determinarea pas cu pas a traseului 1-optimal pînă la nodul următor.

— Determinarea funcțiilor 2-optimale se face pe baza următorului algoritm :

— funcțiile 2-optimale ale nodurilor nesituate pe traseul 1-optimal sînt identice cu funcțiile 1-optimale ale nodurilor respective ;

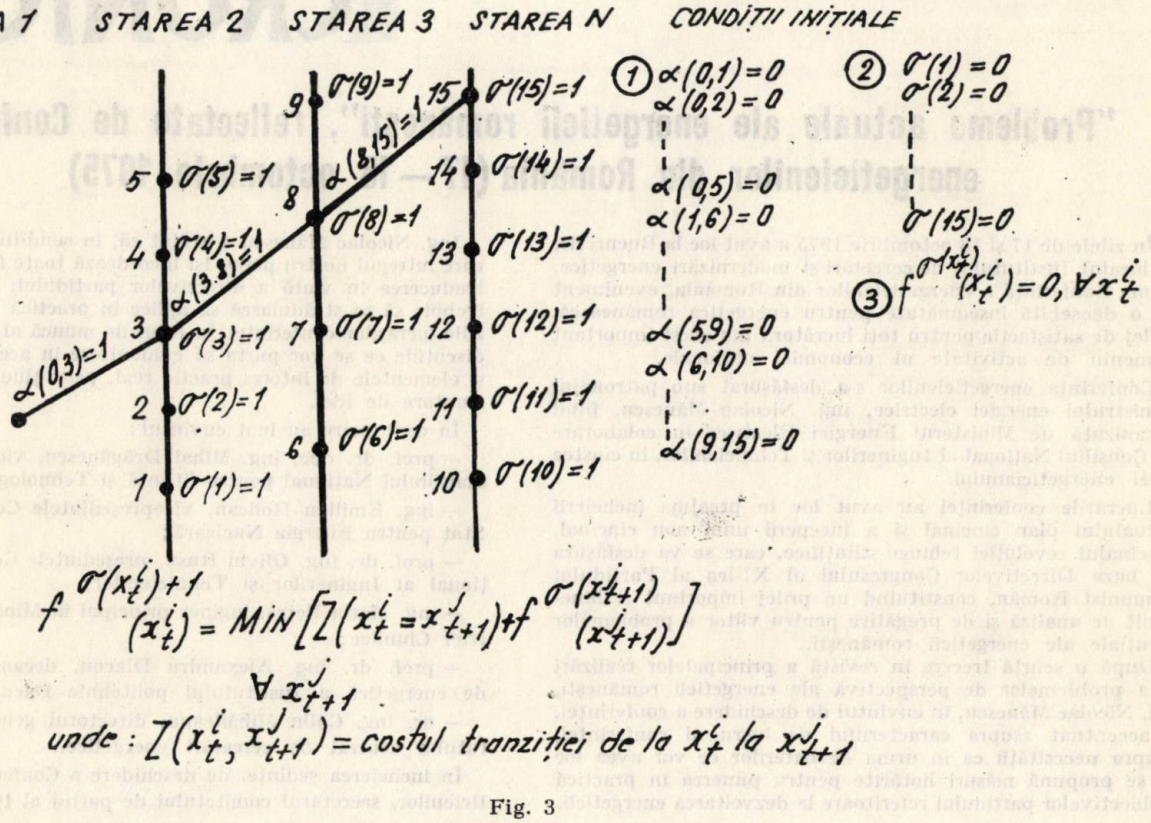


Fig. 3

— funcţiile 2-optimale ale nodurilor de pe traseul 1-optimal se recalculează neluînd în considerare traseul 1-optimal;

— în cazul în care starea iniţială este una singură, funcţia 2-optimală a nodului din starea 2 nesituat pe traseul 1-optimal este de asemenea identică şi cea 1-optimală, şi recalcularea funcţilor nodurilor traseului 1 optimal se face începînd de la starea 3.

Odată determinat traseul s-1 optimal, problema determinării traseului s-2 optimal este complet similară celei folosite pentru determinarea căii 2-optimale, cunoscînd pe cea 1-optimală.

Programul de calcul a fost scris atît în limbaj ALGOL — 4120 pentru calculatorul ELLIOTT — 4120 al Ministerului Energiei Electrice cît în limbaj FORTRAN.

Concluzii

Algoritmul descris determină primele s-politici optimale care trebuie urmate.

Aceste politici cuprind atît soluţiile fundamentale, cît şi treceri de la o soluţie fundamenală la alta.

Aceste treceri devin interesante dacă pe baza lor se construieşte o nouă soluţie fundamentală care, la o nouă comparare, poate să reprezinte chiar soluţia 1-optimală.

Această soluţie fundamentală se caracterizează prin faptul că în cadrul ei există simultan elemente din vechile soluţii fundamentale.

Totodată o nouă soluţie fundamentală se poate construi consultînd valorile costurilor actualizate A pentru diferite soluţii şi observînd anul (grupul de ani) în care aceste costuri se apropie cel mai mult.

Bibliografie

[1] Deledicq, A. *Programmation dynamique discrete K — optimum d'un probleme séquentiel.* În: Revue Française de Recherche Operationelle 2, nr. 11, 1968, p. 13—32.

[2] Crisciu, H., Radu, I. şi Neagu, V. *Metodologie privind determinarea soluţiilor optime de distribuţie a energiei electrice prin reţele de medie şi joasă tensiune pentru mari consumatori industriali.* Lucrare ICENERG, 1973.

(Articol intrat în redacţie la 18 februarie 1974)

CRONICA

"Probleme actuale ale energeticii româneşti", reflectate de Conferinţa energeticienilor din România (17—18 octombrie 1975)

În zilele de 17 şi 18 octombrie 1975 a avut loc la Bucureşti, în localul Institutului de cercetări şi modernizări energetice, prima Conferinţă a energeticienilor din România, eveniment de o deosebită însemnătate pentru energetica românească, drilej de satisfacţie pentru toţi lucrătorii din acest important pomeniu de activitate al economiei naţionale.

Conferinţa energeticienilor s-a desfăşurat sub patronajul ministrului energiei electrice, ing. Nicolae Mănescu, fiind organizată de Ministerul Energiei Electrice în colaborare cu Consiliul Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor, în cinstea Zilei energeticianului.

Lucrările conferinţei au avut loc în preajma încheierii actualului plan cincinal şi a începerii unui nou cincinal, cincinalul revoluţiei tehnico-ştiinţifice, care se va desfăşura pe baza Directivelor Congresului al XI-lea al Partidului Comunist Român, constituind un prilej important şi binevenit de analiză şi de pregătire pentru viitor a problemelor esenţiale ale energeticii româneşti.

După o scurtă trecere în revistă a principalelor realizări şi a problemelor de perspectivă ale energeticii româneşti, ing. Nicolae Mănescu, în cuvîntul de deschidere a conferinţei, a accentuat asupra caracterului de lucru al conferinţei, asupra necesităţii ca în urma dezbaterilor ce vor avea loc să se propună măsuri hotărîte pentru punerea în practică a obiectivelor partidului referitoare la dezvoltarea energeticii.

Ing. Nicolae Mănescu a arătat că, în condiţiile actuale, în care întregul nostru popor îşi încordează toate forţele pentru traducerea în viaţă a directivelor partidului, energeticienii trebuie să se străduiască să aplice în practică toate concluziile lucrărilor conferinţei, la locul de muncă al fiecăruia, iar discuţiile ce se vor purta să evidenţieze în acest sens ideile şi elementele de interes practic real, permiţînd o largă confruntare de idei.

În continuare au luat cuvîntul:

— prof. dr. doc. ing. Mihai Drăgănescu, vicepreşedintele Consiliului Naţional pentru Ştiinţă şi Tehnologie;

— ing. Emilian Rodean, vicepreşedintele Comitetului de Stat pentru Energia Nucleară;

— prof. dr. ing. Oliviu Rusu, preşedintele Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor;

— ing. Maria Petre, inginer principal în Ministerul Industriei Chimice;

— prof. dr. ing. Alexandru Diacon, decanul Facultăţii de energetică a Institutului politehnic Bucureşti;

— dr. ing. Călin Mihăileanu, directorul general al Institutului central de cercetări energetice.

În încheierea şedinţei de deschidere a Conferinţei energeticienilor, secretarul comitetului de partid al ICEMENERG

a dat citire telegramei adresate Comitetului Central al P.C.R., personal secretarului general al partidului, tovarășul Nicolae Ceaușescu.

La lucrările sesiunii au participat numeroase personalități din domeniul energeticii, cadre de specialitate din institute de învățămînt superior, institute de cercetare și proiectare, din întreprinderi și uzine ale unor ministere interesate în lucrările conferinței.

S-au publicat 277 de lucrări, care au fost prezentate prin rapoarte generale în cadrul ședințelor de lucru ale celor 11 secții de specialitate, și anume:

Secția I — Energetică generală

În raportul general la această secție, ing. George Manolescu a prezentat evoluția energeticii românești pînă în prezent, cu principalii indicatori economici și energetici, principalele resurse interne primare, evoluția contribuției resurselor de energie primară în balanța energetică a țării și evoluția consumului de energie primară pentru producerea energiei electrice și căldurii în termoficare în perioada 1960—1974.

Din cele 21 de referate ale secției s-au desprins următoarele aspecte principale:

— prognoza evoluției consumului de energie primară;

— dezvoltarea sistemului energetic ca o importantă componentă a dezvoltării energetice de ansamblu;

— gospodărirea cît mai eficientă a energiei în întreprinderile industriale;

— gospodărirea apelor și protecția mediului ambiant;

— aspecte ergonomice în energetică.

În continuare, analizînd sarcinile energeticienilor în etapa actuală, s-a arătat că cincinalul 1976—1980 va acorda o deosebită atenție lărgirii bazei proprii de materii prime minerale și resurse energetice și aplicării unei politici de folosire rațională a materiilor prime, combustibililor și energiei.

Lucrările secției au fost conduse de acad. prof. dr. doc. ing. Remus Răduleț, care, pe baza referatelor întocmite, a raportului general și a discuțiilor purtate, a tras o serie de concluzii de o deosebită însemnătate pentru sectorul energetic, pentru activitatea viitoare în acest domeniu.

Astfel se impune organizarea rațională a consumurilor energetice, valorificarea resurselor energetice prin amenajarea întregului potențial hidroenergetic al țării, construirea primelor centrale nuclearoelectrice și asimilarea în țară a cît mai multe componente ale acestora.

De asemenea vor trebui făcute eforturi susținute pentru utilizarea unor surse noi de energie.

Secția II — Surse noi de energie

Această secție și-a propus să dezbată probleme legate de posibilitățile de valorificare în țara noastră a unor noi surse de energie, precum și a unor procedee de obținere a energiei electrice din surse de energie primară, prin modalități diferite de cele clasice.

Raportul general, întocmit de dr. ing. Călin Mihăileanu și ing. Constantin Popescu, a prezentat situația actuală pe plan mondial, conținutul celor 14 referate întocmite în cadrul secției, realizările din țara noastră și principalele orientări în acest domeniu.

În țara noastră sînt în curs de realizare casa solară, microcentrala eoliană pentru utilizare în agricultură, pompa termică de capacități mari pentru ridicarea temperaturii apelor termale.

De asemenea, se studiază valorificarea superioară a rezervelor de cărbuni inferiori prin gazificare, introducerea în circuitul energetic a unor noi purtători de energie, ca hidrogenul și unii compuși hidrogenați cu valoare energetică. precum și realizarea unor sisteme de conversie a energiei primare, ca pilele de combustibil și alte sisteme de ardere catalitică a hidrogenului, valorificarea complexă a resurselor de ape subterane termale, obținerea energiei termice din deșeuri menajere și industriale, utilizarea energiei eoliene și inventarierea și descoperirea resurselor naturale prin teledetecție.

Secția III — Economia de energie și de combustibil

Dezvoltarea rapidă a economiei naționale impune consumuri corespunzătoare de energie sub toate formele, dar totodată creșterea consumului de energie trebuie să se facă în condiții cît mai raționale, iar consumurile specifice de energie trebuie să manifeste o tendință de scădere continuă.

Ținînd seama de acest deziderat, dr. ing. Teodor Popa și ing. Dumitru Preda, în raportul general de prezentare a celor 17 referate ale secției, au orientat discuțiile spre următoarele teme:

— măsuri pentru perfecționarea echipamentelor, pentru montarea de suprafețe receptoare de căldură și în special pentru preîncălzirea aerului de combustie;

— metode de valorificare și identificare de consumatori pentru resurse secundare de căldură;

— posibilități de extindere și de perfecționare a termoficării;

— măsuri de adaptare la încărcare parțială a agregatelor industriale și a rețelelor termice;

— stabilirea nivelului optim de izolare termică a construcțiilor civile și industriale și a echipamentelor amplasate în exterior;

— măsuri organizatorice și de exploatare, ca etanșări, recuperări de condensat și abur, curățirea suprafețelor de schimb de căldură, încercarea agregatelor, izolări termice, elaborarea de bilanțuri energetice.

Secția IV — Sistemul electroenergetic

Prof. dr. doc. ing. V. I .Nitu, ing. N. Bordeianu și dr. ing. Gh. Moraite, în raportul general al secției IV, au prezentat cele 19 referate întocmite de specialiști din sectorul energetic, organizînd discuțiile pe următoarele probleme axate pe cele trei direcții principale trasate energeticienilor români prin Directivele Congresului al XI-lea al P.C.R.:

— dezvoltarea sistemului electroenergetic, în care s-au analizat optimizarea complexă a dezvoltării centralelor și rețelelor, eficiența interconexiunilor internaționale și probleme noi care apar prin dezvoltarea acestora, criteriile de dimensoinare a rețelelor de transport al energiei electrice în condițiile realizării unei suprarețele de 750 kV;

— creșterea eficienței în funcționarea sistemului electroenergetic prin optimizarea repartiției economice a sarcinii pe centrale, prin reducerea pierderilor în rețeaua de transport al energiei electrice și prin mărirea capacității de transport;

— creșterea siguranței în funcționare a sistemului electroenergetic, prin organizarea conducerii operative a sistemului, supravegherea „on-line" a regimurilor de funcționare și limitarea extinderii avariilor la funcționarea în regimuri perturbate.

Secția V — Amenajări hidroenergetice

Ridicarea prețului combustibilului pe plan mondial și importanța pe care o au, pentru gospodărirea apelor, amenajările hidroenergetice contribuie la creșterea potențialului economic amenajabil din țara noastră la aproximativ 28 miliarde kWh/an.

Ținînd seama de unele considerații și propuneri prezentate în cele 19 referate ale acestei secții, și mai ales de problemele tehnice majore care se pun în perspectiva dezvoltării hidroenergeticii în următoarele trei cincinale, raportorii generali — dr. ing. Gheorghe Luca și dr. ing. D. Ionescu-Sisești — au orientat discuțiile pe următoarele probleme:

— concepția schemelor de amenajare;

— necesitatea centralelor cu acumulare prin pompaj;

— folosirea acumulărilor existente pentru combaterea viiturilor și proiectarea viitoarelor acumulări în acest scop.

Concluzia lucrărilor secției este că sarcinile acestui sector sînt deosebit de grele, urmînd a se amenaja 1700 MW în cincinalul viitor.

Secția VI — Termoenergetică

Raportorul general — ing. Carol Goldenberg — a prezentat cele 33 referate în cadrul a trei grupe principale, și anume:

— concepția de ansamblu în proiectarea centralelor termoelectrice și a rețelelor de termoficare din România;

— problemele termoenergetice ale unor instalații de bază ale centralelor termoelectrice;

— aspecte din exploatarea centralelor termoelectrice, cu referire la economia de combustibil, la siguranța în funcționare și la unele materiale auxiliare utilizate în centrale.

Discuțiile purtate în cadrul acestei secții au ținut seama că în viitor termoenergetica va trebui să contribuie mai eficient la dezvoltarea energeticii din țara noastră, desprinzîndu-se necesitatea rezolvării problemelor legate de economia de energie în centralele electrice, de utilizarea preponderentă a cărbunilor inferiori și a șisturilor bituminoase și de satisfacerea în condiții de economicitate și siguranță mărită a consumatorilor de căldură de pe platformele industriale și din aglomerările urbane.

Secția VII — Rețele electrice

Raportorii generali — ing. Eugen Neniță, ing. Const. Petrescu și ing. Dinu Voinea — au prezentat cele 53 referate ale secției pornind de la premisa că proiectarea, construcția și exploatarea rețelelor electrice trebuie orientate îndeosebi spre obținerea de parametri superiori de eficiență, calitate și siguranță în funcționare.

Principalele probleme discutate de participanții la dezbaterile secției de rețele electrice au fost:

— oportunitatea realizării rețelelor de 400 kV cu dublu circuit transformabile în linii de 750 kV cu simplu circuit;

— problemele ridicate de influența liniilor de 750 kV asupra mediului înconjurător;

— corelarea dintre aspectul rețelei de 750 kV din punct de vedere energetic și posibilitățile de creare a culoarelor pentru această tensiune;

— problemele ridicate de trecerea la o tensiune medie superioară de 20 kV;

— soluțiile ce se propun pentru structura rețelelor de înaltă, medie și joasă tensiune din orașul București.

Secția VIII — Energie nucleară

Această secție a reunit un număr de 23 referate din unitățile M.E.E. și din învățămîntul superior.

Dr. ing. Camil Wlezek a arătat în raportul general că tratarea problemelor s-a efectuat la un înalt nivel teoretic, multe dintre acestea necesitînd continuarea, în sensul aplicativ, a elaborării unor soluții concrete pentru realizarea obiectivelor cuprinse în programul nuclear național.

Discuțiile ce s-au purtat au scos în evidență problemele noi și progresele apărute în acest domeniu în ultimul timp, și anume:

— proiectarea, din punct de vedere seismic, a obiectivelor nucleare;

— asimilarea de echipamente și materiale pentru centralele nuclearoelectrice.

În concluzie a reieșit că trebuie lărgită aria preocupărilor energeticienilor în domeniul energeticii nucelare, dîndu-se atenție problemelor de realizare a primelor unități atît din punctul de vedere al proiectării acestora cît și al tehnologiilor de construcție, montaj și punere în funcțiune.

Secția IX — Echipamente și utilaje energetice

Privitor la echipamente și utilaje energetice, raportorii generali — ing. Dinu Martac și ing. Dumitru Popescu — — au prezentat problemele tratate într-un număr de 24 referate, din care au reieșit preocupările de perspectivă ale cercetării, proiectării și exploatării, acoperind un domeniu larg, de la asimilarea cazanelor de abur pe combustibili inferiori și a grupurilor pentru centralele nucleare, la fiabilitatea echipamentului și realizarea unor noi tipuri de aparate de măsură.

S-au purtat discuții la un înalt nivel tehnic referitor la:

— asimilarea de produse noi, cum sînt grupurile bulb, grupurile reversibile, turbinele Francis de mare cădere, cazanul de abur pe combustibili inferiori, echipamentul pentru centralele nucleare;

— proiectarea hidrogeneratoarelor și evoluția soluțiilor constructive și tehnologice;

— creșterea calității producției de echipament energetic românesc;

— compensarea factorului de putere în sistemul energetic, fără investiții suplimentare;

— încercările echipamentului energetic din sistem și realizarea unor noi instalații de încercare;

— realizarea de aparate de măsură, care măresc posibilitățile de investigare a fenomenelor;

— metodologii noi de calcul pentru solicitările echipamentului.

Au fost scoase în evidență preocupări fundamentale pentru creșterea fiabilității echipamentului, a reducerii investițiilor și cheltuielilor de exploatare, pentru simplificarea execuției și exploatării și creșterea randamentului.

Secția X — Construcții energetice

Raportorii generali ai secției a X-a, ing. M. Popescu și ing. V. Zabetu, au arătat că cele 23 de referate întocmite de specialiștii în probleme de construcții energetice au tratat diverse aspecte din activitatea de cercetare, proiectare și execuție la un înalt nivel tehnic.

În urma dezbaterilor ce au avut loc, au rezultat ca necesare următoarele:

— alegerea amplasamentelor în strictă concordanță cu Decretul 70/1975;

— completarea directivelor Inspectoratului Central de Stat pentru Construcții cu unele ponderi specifice construcțiilor energetice;

— sporirea tehnicității întreprinderilor de execuție pentru a se adopta soluții moderne, care să conducă al mărirea productivității și la scurtarea duratelor de execuție;

— realizarea de către industriile producătoare a tuturor sortimentelor de oțel-beton și laminate prevăzute în standarde;

— întărirea controlului la recepționarea elementelor de fabrică, dublată de verificări atente ale elementelor pe șantier;

— compararea soluțiilor de relizarea a cazanelor suspendate de 1035 t/h pe lignit la centralele Rovinari și Turceni;

— pentru structurile grele de beton armat, adoptarea soluției cu stîlpi turnați monolit, rigle prefabricate, chesoane de planșeu prefabricate-suprabetonate;

— asimilarea mai rapidă și integrală în țară a tuturor materialelor anticorosive pentru coșurile de fum;

— valorificarea zgurei și cenușii de la centralele pe cărbune, în scopuri de construcții;

— examinarea mai aprofundată a contractării lucrărilor de către antreprenorul general la preț ferm, pe bază de deviz general aprobat.

Secția XI — Automatică și informatică în energetică

Cele 32 de referate analizate de raportorii generali, ing. Venera Dudaș, dr. ing. Iosif Cserveny, ing. Nicolae Mirea și ing. Rudolf Zimand, au fost grupate pe următoarele domenii:

— automatizarea centralelor termoelectrice;
— automatizarea centralelor hidroelectrice;
— automatizarea sistemului energetic;
— protecția prin relee;
— informatica de sistem și gestiune.

O pondere însemnată a discuțiilor a fost legată de automatizarea complexă a grupurilor termoenergetice mari, introducerea calculatoarelor de proces, realizarea sistemului informațional de gestiune în energetică.

De asemenea au fost discutate probleme privind protecția prin relee a sistemului energetic, siguranța în funcționare a instalațiilor, economicitatea funcționării echipamentului din sistem, precum și realizarea în țară a echipamentelor de automatizare și protecție.

În prezența ministrului energiei electrice, ing. Nicolae Mănescu, în ziua de 18 octombrie 1975 a avut loc ședința de închidere a primei Conferințe a energeticienilor din România.

Președinții secțiilor de lucru au prezentat concluziile lucrărilor.

Au luat cuvîntul:

— acad. prof. dr. doc. ind. R. Răduleț — secția Energetică generală;

— prof. dr. ing. N. Gheorghiu — secția Economia de energie și de combustibil;

— dr. doc. ing. P. Dimo, membru corespondent al Academiei R.S.R. — secția Sistemul energetic național;

— prof. dr. ing. Al. Diacon — secția Amenajări hidroenergetice;

— dr. ing. P. Militaru — secția Rețele electrice;

— prof. dr. ing. N. Dănilă — secția Energie nucleară;

— ing. Gh. Bălan — secția Echipamente și utilaje energetice;

— ing. E. Prager — secția Construcții energetice;

— prof. dr. doc. ing. C. Penescu, membru corespondent al Academiei R.S.R. — secția Automatică și informatică în energetică.

Cuvîntul de închidere a fost rostit de ministrul energiei electrice, ing. Nicolae Mănescu.

Ing. **Margareta Văideanu**

LISTA RAPOARTELOR PREZENTATE LA CONFERINȚA ENERGETICIENILOR DIN ROMÂNIA, 17 — 18 OCTOMBRIE 1975

Secția I. **Energetică generală**

1. V. I. Nitu, E. Costin, V. Mustață: Unele probleme ale dezvoltării de perspectivă a energeticii românești.
2. R. Răduleț și E. Costin: Prognoza energetică în România în ultimii 25 ani. Metode, aplicații, rezultate.
3. P. Cartianu: Privire generală retrospectivă asupra evoluției folosirii energiei electrice pe teritoriul României în curs de 70 ani, 1880—1950.
4. N. Armencoiu, E. Costin, G. Manolescu, N. Mișu, C. Trifu: Probleme actuale privind dezvoltarea sistemului energetic românesc.
5. D. Vaverka (R.S.C.): Dezvoltarea economiei energetice a Cehoslovaciei și unele aspecte ale ei.
6. V. I. Nitu, D. Necșulescu: Considerații asupra tipului adecvat de decizie pentru planificarea dezvoltării sistemului energetic.
7. N. Liciu: Aspecte ale fundamentării dezvoltării industriei electrice.
8. I. Munteanu: Alegerea unei metode de prognoză pentru dimensionarea capacității de producție a termoficării urbane.
9. Al. Popa, A. Carabulea, Gh. Anton: Modele matematice privind prognoza tracțiunii electrice.
10. Gh. Luca: Contribuții în metodologia de calcul a eficienței economice pentru amenajările complexe hidrotehnice din țara noastră.
11. D. Andrei, D. Spiridon, C. Frank, R. Pascu: Criterii și metode de determinare a eficienței economice în hidroenergetică.
12. R. Egyed: Rolul amenajărilor hidroelectrice în sistemul energetic național.
13. A. Cogălniceanu: Participarea resurselor hidroenergetice la acoperirea cerințelor de energie ale României.
14. A. Stoica, A. Perea: Considerații privind caracteristicile procesului tehnologic funcție de durata întreruperii alimentării cu energie electrică la rafinăria Brazi.
15. I. Grigoriu: Aspecte exergetice în termoenergetică din industria chimică.
16. Fl. Ardeleanu, Al. Măruță, E. Müller, P. Treanță, C. Dumitru: Studii privind comportarea termică a resurselor de apă sub influența apelor calde provenite de la centralele termoelectrice.
17. C. Mihăileanu, Fl. Ardeleanu, Al. Măruță, C. Stere: Aspecte ale difuziei termice la interacțiunea dintre curenții de apă caldă proveniți de la centralele termoelectrice și cursurile naturale de apă în care sînt evacuați.
18. C. Budeanu, S. Dragu: Modificări ale mediului natural ca urmare a creării lacurilor de acumulare.
19. Al. Nourescu, V. Clenc: Aspecte economice, sociale și ecologice legate de amplasarea teritorială a amenajărilor hidroenergetice.
20. D. Simion: Factorii de solicitare psihică identificați în activitatea electricianului de deranjamente și intervenții rapide.
21. C. Mamali: Factorii de personalitate determinați în creativitatea științifică.

Secția II. **Surse noi de energie**

1. O. J. M. Smith (California Institute of Technology), C. Mihăileanu, M. G. M. Pop: Centrala solaroelectrică funcționînd pe baza ciclului Rankine.
2. C. Oancea, P. Cristea: Conversia fotovoltaică a energiei solare.
3. I. S. Antoniu: Centralele termoelectrice ale viitorului, ciclul generator magnetohidrodinamic — centrala termoelectrică clasică.
4. I. Cserveny, I. Dogaru, L. Katona, D. Grecov: O nouă soluție tehnologică pentru producerea de energie electrică din combustibili fosili — centrale termoelectrice cu generatoare MHD.
5. N. Culerda: Noi posibilități de creștere a randamentului termocentralelor prin convertirea energiei substanței ionizate în energie electrică.
6. I. Solomon: Metodologii și aparate pentru determinarea potențialului energetic eolian.
7. I. Solomon: Cu privire la nepermanența și inconstanța vîntului în instalațiile eoliene.
8. A. Szmuk: Criterii privind folosirea de instalații energetice noi în cadrul unor programe de perspectivă.
9. C. Moțoiu, V. Mușatescu: Probleme privind folosirea energetică a deșeurilor menajere în orașe termoficate.
10. Al. Florescu, M. Ghițulescu: Determinarea experimentală a performanțelor unei pompe termice de 6000 kcal/h.
11. Al. Florescu, N. Burchiu, I. Iordache, M. Stoian: Stabilirea soluției optime pentru instalațiile de pompe termice destinate valorificării căldurii evacuate dintr-un reactor nuclear de cercetare.
12. I. Adămuț: Considerații asupra posibilității economisirii de energie primară prin ecranarea cîmpului „gravitațional".
13. A. Ruiu: Dezvoltarea mijloacelor clasice și surselor noi de producere a energiei și impactul asupra mediului ambiant.
14. Șt. Marin: Aspecte ale utilizării energetice a gazului natural lichefiat.

Secția III. **Economia de energie și de combustibil**

1. M. Petcu, A. Soci, M. Metcu, M. Elefterescu, St. Kovacs, Al. Pap: Considerații metodice privind întocmirea bilanțului electroenergetic pentru întreprinderi industriale.
2. Al. Pap: Posibilități de economisire a combustibililor oferite de optimizarea conducerii operative a aprovizionării cu combustibil a economiei naționale.
3. R. Popescu, D. Mirescu, N. Biță, P. Matei, T. Dragomir: Experimentări privind îmbunătățirea arderii gazelor.

4. C. Fulga, M. Ionescu, V. Albu, Th. Ionaşek, D. Neştianu : Creşterea eficienţei economice anuale a centralelor electrice de termoficare.
5. L. Iacob, T. Berinde, Fl. Pop. T. Popovici : Soluţie de recuperare a căldurii-deşeu din condensatul şi aburul eşapat din procesul tehnologic de la Uz. Chimice Turda.
6. V. Ghia, V. Caracudovici : Cercetări privind micşorarea consumului de combustibil la cuptoarele mici de forjă.
7. D. Ionescu-Siseşti, E. D. Cinski : Utilizarea căldurii reziduale sau nefolosite de la centralele termoelectrice.
8. T. Laszlo, D. Preda, D. Gheorghiade : Consideraţii privind stabilirea necesarului de căldură pentru locuinţele vechi (amplasate în diferite zone climatice) în vederea introducerii încălzirii electrice.
9. T. Laszlo, H. Cristea, J. Constantinescu, M. Homoş : Metodologie şi program de calcul pentru determinarea indicatorilor care descriu sarcina consumatorilor casnici.
10. M. Checiulescu, I. Mitu, V. Alterescu, H. Balter : Serii tipizate de echipamente pentru baterii de condensatoare de joasă şi medie tensiune.
11. I. Iordănescu, R. Ţenovici, C. Dumitriu : Stabilirea organigramei de calcul pentru determinarea daunelor din întreprinderile industriale la întreruperea alimentării cu energie electrică.
12. H. Albert, M. Perea, M. Bogan, I. Clapa : Aspecte ale daunei anuale probabile la Combinatul Petrochimic Piteşti — funcţie de fiabilitatea schemelor de alimentare cu energie electrică.
13. T. Baltac : Prognoza consumului de energie în tracţiunea electrică la căile ferate române.
14. V. Livezeanu, T. Cureleanu : Reducerea consumului tehnologic în instalaţiile de alimentare cu energie electrică a staţiilor de pompare pentru irigaţii.
15. Al. Nourescu, Al. Vasiliu : Valorificarea energetică a resurselor hidraulice din România.
16. T. Diaconu, G. Ioniţă, Şt. Lupescu : Proiectarea şi exploatarea raţională a instalaţiilor de iluminat public, surse importante de economie de energie electrică.
17. I. Herescu : Pe ce căi trebuie acţionat pentru scăderea consumului de combustibili.

Secţia IV. **Sistemul energetic naţional**

1. P. Dimo, S. Ionescu, B. Ungureanu, I. Petcu : Noi aplicaţii ale modelelor REI în analiza funcţionării reţelelor vaste şi interconectate.
2. L. Groza : Simularea variaţiei de putere pe liniile de interconexiune la diverse perturbaţii în sistem.
3. M. Pomîrleanu, L. Bejuscu : Utilizarea unor reţele succesiv reduse pentru studii de stabilitate statică în sistemele electroenergetice complexe.
4. M. Pomîrleanu, M. Botgros, L. Bejuscu: Operarea directă în reţelele echivalente reduse a unor modificări de regim şi de structură din reţelele iniţiale.
5. S. Ionescu, I. Creţu, N. Iliescu : Noi aspecte în analiza stabilităţii sistemelor electroenergetice cu ajutorul calculatoarelor.
6. T. Giosan, E. Bîrlădeanu : Consideraţii privind determinarea rapidă a regimurilor unui sistem electroenergetic.
7. J. Constantinescu, M. Homoş : Algoritm şi program pentru calculul regimurilor staţionare ale sistemelor electroenergetice cu pierderi minime de putere activă.
8. H. Albert, M. Iancu : Aspecte privind supravegherea funcţionării în timp real a sistemului energetic naţional în perioada 1977 — 1980.
9. Gh. Moraite : Îmbunătăţiri ale soluţiilor în proiectarea protecţiei prin relee şi automatizărilor din sistemul electroenergetic rezultate din analiza regimurilor tranzitorii.
10. C. Cereşanu : Optimizarea reglajului automat al frecvenţei şi puterii de schimb prin adaptarea caracteristicilor reglajului condiţiilor de funcţionare a sistemului energetic.
11. V. I. Nitu, L. Lup : Probleme de optimizare în stabilirea nivelului puterii instalate şi a rezervelor de putere în sistemul centralelor electrice.
12. P. Iancovici : Compensarea puterii reactive, factor important în creşterea economicităţii şi siguranţei funcţionării sistemului energetic.
13. P. Iancovici : Compensarea reţelelor de 400 kV din sistemul energetic românesc cu bobine de reactanţă şunt.
14. V. I. Nitu, M. Stein, A. Vîlcereanu, D. Mateescu : Aspectele optimizării rezervării echipamentului din instalaţiile electrice de înaltă tensiune cu ajutorul metodelor de calcul statistico-probabilistice.
15. I. S. Antoniu : Puterea deformantă şi efectele ei.
16. M. Checiulescu, I. Dinculescu, I. Pasere : Consideraţii privind filtrele de armonici destinate întreprinderilor industriale cu regim deformant.
17. H. Albert, H. Cîmpeanu, S. Diaconu : Calculul indicatorului de siguranţă a instalaţiilor energetice utilizînd scheme echivalente.
18. D. Ivas : Contribuţii la optimizarea instalaţiilor electroalimentare a consumatorilor mari.
19. G. Ioniţă, S. Moldovan, C. Udrescu : Aspecte privind alegerea soluţiilor de alimentare a consumatorilor industriali.

Secţia V. **Amenajări hidroenergetice**

1. I. Ovricenco, Al. Coniucenco : Consideraţii asupra proiectării centralelor hidroelectrice de joasă cădere în R.S.R.
2. V. Bogan, V. Crăciun : Eficienţa marilor acumulări din cadrul cascadelor hidroenergetice.
3. B. Borisevici : Problemele utilizării energetice a cursurilor de apă cu regim torenţial.
4. D. Pavel : Centrale şi agregate cu acumulare prin pompare.
5. Al. Cogălniceanu, G. Dumitrescu : Perspectivele construcţiei de microhidrocentrale în R.S.R.
6. D. Pavel, C. Rusu : Acumulările trebuie exploatate complex cu tranşe de atenuare a viiturilor.
7. V. Horbuniev, T. Kaytar : Aspecte privind amenajarea resurselor hidraulice ale Dunării prin complexul hidrotehnic Turnu Măgurele-Nicopol.
8. V. Popescu : Amenajarea hidroenergetică Someş.
9. I. Jean, G. Simionescu : Amenajarea hidroenergetică Sebeş.
10. Fl. Constantinescu : Complexul hidrotehnic şi energetic Cerna — Motru — Tismana.
11. A. Stănucă, S. Irimie : Evoluţia concepţiei de proiectare şi execuţie a galeriilor amenajărilor hidroenergetice.
12. C. Neşu, I. Corda, N. Pantea, G. Andrei : Procedee tehnologice netradiţionale cu aplicaţie la realizarea lucrărilor hidroenergetice de pe Olt în vederea scurtării duratelor de execuţie.
13. Gh. Cosma : Elemente ale unei concepţii moderne a hidrometriei teoretice şi industriale.
14. A. Bitang, L. Gheorghiţă : Corelaţia debitelor turbinare-pompare la grupurile reversibile axiale necesare unor amenajări din R.S.R.
15. C. Filimon, Al. Taiachin : Studiu privind stabilirea modului de echipare a gospodăriilor anexe ale centralelor fluviale de joasă cădere.
16. I. Andrei, N. Lazăr : O nouă soluţie pentru introducerea echipamentelor în centrale hidroelectrice subterane cu puţ vertical de acces.
17. I. Armaş, V. Dinu, N. Ţurcanu : Structura geologică, factor determinant în alegerea soluţiilor constructive ale amenajărilor hidroenergetice Rîul Mare-Retezat şi Cerna-Motru — Tismana.
18. I. Maliş, N. Radu : Creşterea eficienţei energetice a CHE de pe lîngă acumulările pentru gospodărirea apelor.
19. Al. Voicu, P. Dinescu, D. Georgescu, Gh. Cosma : Cu privire la limitele erorilor la o măsurătoare de randament în condiţii nefavorabile.

Secţia VI. **Termoenergetică**

1. C. Moţoiu, C. Goldenberg, E. Bran : Dezvoltarea concepţiei de proiectare a centralelor termoelectrice din Republica Socialistă România.
2. A. B. Mencov (R. P. Bulgaria) : Influenţa modificărilor productivităţii agregatelor datorită pierderilor specifice de energie.
3. Pavlov Vladimir (R. P. Bulgaria) : Metodă de calcul al procesului de uscare în marile generatoare de abur.

4. B. Spasov, St. Andreev (R. P. Bulgaria): Problemele generatoarelor de abur ale sistemului energetic al Bulgariei derivînd din variația sarcinilor.
5. N. Niculescu, M. Voinea, N. David, C. Corcodel, R. Marinescu: Tendințe și perspective în dezvoltarea termoficării.
6. P. Cartianu: Din experiența folosirii unui combustibil de calitate inferioară — turba.
7. A. Leca, N. Stan: Evoluția în timp a depunerilor la aparatele schimbătoare de căldură de suprafață.
8. A. Badea: Studiul influenței parametrilor termodinamici și constructivi asupra apariției crizei schimbului de căldură la fierberea apei în canale.
9. E. Gatman, M. Marin, M. Georgescu: Considerații privind calitatea combustibilului solid (lignit și hulile mixte) utilizate în termocentrale.
10. C. Ghenea: Optimizarea încărcării morilor de cărbune în vederea sporirii energiei electrice produse pe lignit.
11. R. Popescu, D. Mirescu, N. Biță, P. Matei, T. Dragomir: Experimentări privind îmbunătățirea arderii gazelor.
12. Gh. Chercea: Posibilități de îmbunătățire a aerodinamicii focarelor cu arzătoare tangențiale.
13. I. Bolma, Gh. Chercea, G. Poenaru, A. Roșu, C. Totolo: Cercetări asupra proceselor de curgere a sistemelor bifazice gaz-solid în focarele cazanelor de abur prin modelare tridimensională izotermă.
14. R. Popescu, Gh. Popa, O. Pavnotescu, D. Mirescu: Cercetări pe machete și în focar experimental asupra arzătoarelor cazanelor de 420 t/h.
15. I. A. Badea, C. Stănciulescu, R. Duduica: Modelul matematic al cazanului de 420 t/h și simularea sa pe calculatorul numeric.
16. I. Bolma, Gh. Chercea, G. Poenaru, C. Totolo: Model matematic pentru calculul distribuției de temperatură în focarul unui cazan de abur pe baza ipotezei „Plug-Flow".
17. I. Ionescu, L. Lupescu, D. Radu: Considerații privind siguranța în exploatare a elementelor de cazan și a conductelor de abur care funcționează la temperaturi înalte.
18. F. Busuioc, E. Costiner, A. Niculescu, V. Zaharia, R. Popescu, V. Marinescu: Corelarea conținutului de hidrogen din abur cu regimul de funcționare al cazanelor cu parametri ridicați.
19. D. V. Pillat: Cercetări privind influența neuniformității distribuției curgerii gazelor de ardere în cazanele de abur, asupra fenomenelor de erodare de către cenușă a suprafețelor de încălzire.
20. I. Niculescu: Posibilități de recuperare a căldurii din gazele arse la cazane prin schimbătoare de căldură sub vid.
21. N. Kertesz: Optimizarea repartizării intervalului de creștere a entalpiei apei de alimentare în circuitul regenerativ al unei turbine cu abur de condensație pe preîncălzitoarele acestuia.
22. M. Pop, D. Amăriuței: Experimentări privind pornirea după oprirea de sîmbătă pînă luni (28 de ore) a unui grup cu condensație de 50 MW în vederea funcționării în regim de vîrf.
23. C. Fulga, Gh. Diac, M. Păun, R. Opincaru, M. Rădulescu: Utilizarea unor secțiuni din condensatorul turbinei de termoficare pentru prepararea apei calde.
24. W. Gooss, E. Petriș: Posibilități de aplicare a spectroscopiei în I. R. în domeniul uleiurilor aditivate de turbină.
25. E. Ataman: Unele aspecte ale coroziunii și foulingului în circuitele de răcire de la CET Borzești și CTE Fîntînele.
26. S. Apolzan, D. Amăriuței, I. Bărbulescu, D. Stoian, D. Vasile: Analiza deteriorării rapide a țevilor de la preîncălzitorul de joasă presiune nr. 3 de la un bloc de 315 MW.
27. V. Athanasovici, C. Răducanu, E. Valea: Optimizarea regimurilor de livrare a căldurii din CET urbane.
28. V. Athanasovici, E. Valea, C. Răducanu: Consumul de căldură pentru prepararea apei calde și economicitatea funcționării sistemelor de termoficare urbană.
29. M. Roco: Mărirea capacității de transport hidraulic a cenușii și zgurii prin conducte.
30. L. Blada, T. Baziris, A. Turasy: Influența calității hidroxidului de sodiu folosit ca agent de regenerare asupra rășinilor anionice schimbătoare de ioni.
31. C. Fulga, M. Păun. A. Aroșculesei, F. Negoiță: Recuperarea oxigenului de la stațiile de preparare a hidrogenului din centralele electrice.
32. G. Chercea, G. Poenaru, C. Totolo: Corelarea modelului fizic al curgerii turbulente bifazice lichid-vapori cu cazul particular al circulației apei și amestecului apă-abur în țevile de ecran ale cazanelor de abur.
33. W. Gooss, R. Căpriță, D. Popescu: Performanțele obținute în sistemul energetic cu uleiurile aditivate de turbină fabricate în rafinăriile românești.

Secția VII. **Rețele electrice**

1. N. Bordeian, P. Militaru, G. Manolescu, C. Petrescu: Dezvoltarea rețelelor electrice de transport din țara noastră — realizări și perspective.
2. N. Bordeian, A. Itoafă, G. Manolescu, A. Sevastru: Considerații privind necesitatea introducerii tensiunii de 750 kV în sistemul energetic românesc.
3. A. Cristovici, D. S. Necșulescu, N. Popovici, F. Vatră, I. Tănăseanu: Aspecte noi care apar în cazul transportului în curent alternativ la tensiunea de 750 kV.
4. P. Militaru, C. Petrescu: Soluții constructive pentru viitoarele linii de 750 kV din țara noastră.
5. Liudmil Ghenov, Velikno Velicikov (R. P. Bulgaria): Linii electrice de 110 kV fără conductor de protecție.
6. O Mursa: Optimizarea circulațiilor de putere în rețele în vederea obținerii minimului de pierderi.
7. A. A. Arie, C. Dimitriu: Folosirea noțiunii de „ortogonalitate" în rețele electrice.
8. C. Negreanu: Elaborarea planului de cablare a șirurilor de cleme și a specificațiilor de cabluri pentru circuite secundare cu ajutorul calculatorului electronic.
9. I. Chiriță, V. Tetelbaum, I. Ruiu, G. Gheorghiță: Proiectarea stîlpilor metalici cu ajutorul calculatoarelor electronice. Calculul eforturilor, dimensionarea și optimizarea stîlpilor metalici tip turn ai LEA.
10. I. Chiriță, L. Băicoianu: Stabilirea numărului optim de tipuri de stîlpi pentru o linie electrică aeriană.
11. G. Gheorghiță, V. Tetelbaum: Utilizarea dispozitivului de desenat automat, cuplat cu calculatoare electronice la proiectarea liniilor electrice aeriene.
12. A. Cristovici, D. S. Necșulescu, C. Bogdan: Probleme ridicate de stabilirea restricțiilor care definesc capacitatea de transport a liniilor de înaltă și foarte înaltă tensiune.
13. P. Militaru, C. Petrescu: Construcția liniilor electrice aeriene și protecția mediului înconjurător.
14. M. Fara, O. Macovei: Probleme tehnice și economice privind structura și calculul stîlpilor liniilor electrice aeriene din aliaje de aluminiu.
15. C. Țencu, A. Mocanu, G. Dian: Fiabilitatea utilizării liniilor cu mai multe circuite în țara noastră.
16. C. Țencu, G. Florea: Studiul îmbunătățirii condițiilor de funcționare a liniilor de 220 kV în zone de munte.
17. B. Stoleru, D. Voinea, N. Petre, N. Velișcu: Concepția de proiectare ISPE în domeniul stațiilor electrice de foarte înaltă tensiune 110 — 220 — 400 kV.
18. V. I. Nitu, H. Albert, A. Bancu, M. Bogan, M. Ciobanu, O. Rosenberg: Alegerea schemelor de conexiuni ale stațiilor de 110 kV, 220 kV și 400 kV.
19. D. Voinea, B. Stoleru, N. Petre: Siguranța zonei barelor colectoare la stațiile electrice de foarte înaltă tensiune.
20. L. Preda, E. Voinea, E. Bîrlădeanu: Sinteza unei scheme de semnalizare și comandă la distanță a întreruptoarelor de înaltă tensiune prin aplicarea algebrei logicii.
21. V. Hristea, T. Dumitru: Îmbunătățirea protecției diferențiale de bare.
22. L. Preda, E. Voinea: Posibilități de măsurare a puterii active, reactive, aparente și de nesimetrie și a gradului de nesimetrie în circuitele trifazice din centrale și stații.
23. A. Cristovici, D. S. Necșulescu, A. Popescu: Modele matematice pentru analiza coordonării izolației.
24. A. Bratu, B. Popa, L. Săndulescu: Aspecte legate de coordonarea izolației în rețelele de înaltă și foarte înaltă tensiune din R.S.R.

25. M. Nemeș : Influența condițiilor terminale în legătură cu supratensiunile datorate comutației în rețelele electrice de înaltă tensiune.
26. Al. Ionescu, A. L. Roth. Gh. Bălan, G. Goldenberg : Analizor de rețea pentru studiul regimurilor tranzitorii.
27. M. Tendler, D. Simion, A. Savu, F. Deak : Contribuții privind stabilirea performanțelor la poluare a unor izolatoare pentru LEA și stații electrice.
28. C. Drăghicescu, M. Tendler, M. Ștefănescu : Standuri experimentale pentru cercetarea comportării izolatoarelor de LEA și stații în condiții de poluare naturală.
29. B. Popa, M. Tuțea, Gh. Bălan : Stabilirea prin încercări de laborator a nivelului de izolație a liniilor aeriene de energie electrică de 110 — 220 kV.
30. G. Ioniță : Aspecte tehnico-economice privind alegerea tipului de cablu de 110 kV din rețeaua de distribuție urbană.
31. A. A. Arie, S. Hurdubețiu : Cercetări privind supraîncărcarea pe durate limitate a cablurilor de energie cu izolație din p.v.c.
32. T. Laszlo, D. Briceag : Considerații cu privire la utilizarea cablurilor de medie tensiune cu izolație de masă plastică.
33. O. Mursa : Contribuții la calculul stabilității termice a rețelelor electrice de cabluri subterane de medie tensiune în vederea eliminării bobinelor de reactanță din stațiile de transformare.
34. D. F. Sămărescu : Aprecierea sarcinii admisibile în cabluri considerînd forma reală a curbei de sarcină.
35. C. Mihăileanu, T. Laszlo, A. Spînu : Unele noi aspecte cu privire la tratarea neutrului în rețelele de medie tensiune.
36. Al. Tănăsescu, T. Işfanu : Tratarea neutrului rețelelor electrice de medie tensiune cu rezistență.
37. N. Gavrilaș, M. Guşă, M. Dudici-Ruscior, R. Olah : Considerații privind tratarea neutrului rețelelor electrice de cabluri.
38. N. Hurmuzachi, M. Voroveanu : Soluții noi constructive ale liniilor electrice aeriene de medie tensiune.
39. A. Manea : Protecția selectivă a rețelelor electrice cu medie tensiune cu neutrul izolat împotriva punerii la pămînt.
40. T. Stoichițescu, I. Preda : Orientări noi în protecția contra supratensiunilor atmosferice a rețelelor de medie tensiune.
41. D. Ignatorski, M. Teodorova (R. P. Bulgaria) : Stabilirea indicilor de fiabilitate a alimentării cu energie electrică la exploatarea rețelelor electrice urbane.
42. V. Nogali, G. Ioniță, N. Miclea, C. Udrescu : Tendințe privind dezvoltarea instalațiilor de distribuție din orașul București.
43. J. Drăgoi, M. Bogan : Schemă economică de alimentare cu energie electrică a unui oraș.
44. D. Ivas, A. Ciureanu, C. Simionescu : Optimizarea gradului de echipare cu mijloace de comutare a rețelelor de distribuție.
45. Tr. Ionescu : Tendințe și concepții noi în structura și analiza rețelelor electrice de distribuție din marile orașe.
46. D. Tomșu, D. Briceag, P. Roșca : Tehnologii noi de realizare a instalațiilor de distribuție a energiei electrice — rețele aeriene izolate de joasă tensiune.
47. D. Ivas, M. Grigoriu : Contribuții la optimizarea dezvoltării schemei rețelei de înaltă tensiune pentru alimentarea consumatorilor industriali din exploatarea IRE — Iași.
48. G. Felicescu, C. Mihală : Considerații economice și de fiabilitate în legătură cu alegerea schemei electrice de 6 kV a unei mari întreprinderi chimice.
49. C. Botez, V. Prisăcaru : Metodă practică pentru calculul iluminatului exterior de la surse nesimetrice.
50. O. Stavrescu, V. Prisăcaru, E. Ivanciu : Soluție modernă, economică, pentru iluminatul pieților de circulație.
51. V. Chițu : Unele aspecte de protecție a muncii reieșite din analiza accidentelor de muncă mortale prin electrocutare.
52. Gh. Pătru : Cu privire la cauzele producerii accidentelor de muncă reflectate în opiniile unor muncitori din electrocentrale.
53. St. Feldman : Unele aspecte legate de îmbunătățirea deservirii abonaților cu energie electrică.

Secția VIII. **Energie nucleară**

1. Gh. Lungu, C. Breit : Program de calcul pentru alegerea strategiei optime de centrale nucleare în cadrul unui program nuclear pe termen lung.
2. N. Armencoiu, C. Wlezek, A. Florescu : Considerații privind funcționarea CNE în regim variabil.
3. V. I. Nitu, A. M. Petrescu, G. Hristea : Calculul indicatorilor de siguranță cu ajutorul lanțurilor Markov cu timp discret și stabilirea domeniului de aplicație în comparație cu alte metode.
4. C. Alojos (R. P. U.) : Unele probleme privind tratarea apei din circuitul secundar al centralelor nuclearoelectrice.
5. D. Filitti : Amplasarea centralelor nuclearoelectrice.
6. M. Bușniță, A. Florescu : Eșalonarea din punct de vedere al securității nucleare a amplasamentelor pentru CNE.
7. N. Dănilă, N Stan, L. Guga : Strategia optimă de reîncărcare cu combustibil a reactoarelor răcite cu apă din centralele nuclearoelectrice.
8. M. Țenescu : Unele considerații hidrodinamice și constructive asupra pompelor principale de circulație din centralele nuclearoelectrice.
9. N. Dănilă, P. Ghițescu : Determinarea distribuției radiale a fluxului neutronic în reactorul nuclear energetic.
10. I. Iordache : Determinarea eficienței economice a inversării circulației agentului de răcire prin miezul unui reactor de încercări de materiale, tip piscină.
11. G. M. Pop, A. Ruiu, M. A. Staicu : Comparație între generatoarele verticale de abur cu circulație naturală și forțată pentru sisteme nucleare de producere a aburului tip PWR.
12. V. Șerban, V. Tănăsoiu : Metodologie și program de calcul pentru calculul de rezistență al conductelor unei CNE.
13. V. Șerban, V. Tănăsoiu : Metodologie și program pentru determinarea forțelor seismice prin metoda integrării directe.
14. V. Șerban, V. Tănăsoiu : Generarea unui fenomen seismic și stabilirea datelor de utilizare în inginerie.
15. E. Iliescu : Aspecte ale securității nucleare la gestiunea deșeurilor radioactive.
16. N. Grosu : Echipamente și aparataje pentru laboratoare fierbinți : funcțiuni, condiții tehnice și criterii de proiectare a instalației.
17. A. Lazea, M. Sandu, H. Lazea : Utilizarea calculatoarelor electronice în CNE.
18. E. Comșa, C. Furtună : Principii de proiectare și cerințe impuse sistemului de măsură și control a radiațiilor din CNE.
19. E. Comșa, A. Lazea : Particularități ale automatizării CNE dictate de existența reactorului nuclear.
20. C. Furtună, Gh. Toader, M. Bușniță : Principii pentru proiectarea optimă a unei rețele de supraveghere a cîmpurilor de radiații nucleare din zona înconjurătoare a unor instalații nucleare.
21. A. Lazea, M. Popescu, I. Cornățeanu : Simulator pentru antrenarea operatorilor din CNE.
22. V. Apostolescu : Metode de proiectare și realizări în domeniul fundațiilor de turbine clasice și nucleare.

Secția IX. **Echipamente și utilaje energetice**

1. D. Popescu, V. Iacob : Perspectiva utilizării unor noi echipamente în centralele hidroelectrice. Grupurile bulb și grupurile pentru centrale cu acumulare prin pompaj.
2. R. Firoiu, M. Blaha : Perspectiva folosirii generatoarelor bulb în centralele hidroelectrice din R.S.R. — probleme specifice privind proiectarea părții electrice a acestor centrale.
3. E. Parhoti, C. Filimon : Posibilitatea echipării cu hidroagregate bulb a centralelor hidroelectrice de joasă cădere ce urmează a se realiza în țara noastră în viitorii ani și eficiența economică scontată.

4. T. Cucoș, M. Velciev: Analiza critică a soluțiilor constructive aplicate în proiectarea hidroagregatelor la ICPEHR și evoluția acestora pentru creșterea fiabilității și îmbunătățirea indicilor tehnico-economici ai hidrogeneratoarelor.
5. H. Zărnescu : Considerații critice cu privire la stingerea cîmpului la hidrogeneratoare. Propuneri pentru realizarea unui automat de dezexcitare rapidă în R.S.R.
6. D. Iacob : Execuția mașinilor electrice de mare putere și influența acesteia asupra comportării alternatoarelor la stabilitatea statică și dinamică.
7. E. Szerdahelyi, I. Voia : Aspecte ale realizării unor izolații moderne la ICM Reșița pentru mașini electrice de mare putere.
8. D. Zlatanovici : Măsurători termice în zona frontală la turbogeneratorul de 200 MW de la CTE Mintia.
9. C. Bogdan ș.a. : Comportarea generatoarelor cu reglaj intensiv de tensiune în regimuri speciale de funcționare.
10. B. Herșcovici : Dezvoltări privind studiul solicitărilor electrodinamice din căile de curent ale echipamentului de înaltă tensiune în ipoteza considerării parametrilor distribuiți.
11. C. Moldoveanu, P. Budașcă, E. Samson, Z. Frățilă : Analiza principalelor probleme apărute la efectuarea probei de descărcări parțiale la transformatoarele de măsură.
12. S. Eckstein : Progrese realizate și tendințe cu privire la condițiile tehnice ale unităților de transformare în interconexiuni de înaltă tensiune.
13. Gh. Fischer, A. Georgescu, A. Pop : Posibilități de utilizare a sistemelor moleculare de producție românească la uscarea uleiului de transformator.
14. G. Drăgan, D. Cristescu, S. Hurdubețiu, E. Mihăilescu : Instalație pentru încercări pe machete de izolație cu SF_6.
15. A. Gridencu : Stand privind verificarea izolației echipamentului electric de înaltă și foarte înaltă tensiune.
16. Al. Bitang, I. Voia, H. Krutsch, P. Ghera : Stația ICPEHR în circuit deschis pentru încercarea energetică a turbinelor hidraulice de tip bulb.
17. L. Gheorghiță, M. Tagany : Posibilități de apariție a fenomenului de rezistență a paletelor unor turbine hidraulice în exploatare și măsuri de prevenire.
18. D. Onea : Asupra saltului părților rotitoare și contribuții aduse la evitarea acestuia în exploatarea turbinelor Kaplan.
19. Gh. Zidaru : Utilizarea profilelor laminate pentru proiectarea palelor turbomașinilor de lucru.
20. C. Ionescu : Determinarea statistică a funcției de distribuție a unei variabile aleatorii pentru calculul fiabilității echipamentelor energetice.
21. I. Smoczer, R. Takacs : Probleme de proiectare ale vanelor-fluture pentru conducte forțate, goliri de fund și aspecte privind creșterea siguranței în exploatare.
22. I. Turcu : Aparat pentru detectarea și localizarea neetanșeităților la incinte etanșe, vidate sau sub presiune, din instalațiile energetice.
23. I. Vaisman, I. Sasu : Milisecundometru numeric cu trei canale pentru măsurarea timpilor de acționare la întreruptoare (minut).
24. Gh. Opriș, V. Diacon, R. Irimescu, M. Rotaru : Utilizarea turbinelor Francis de mare cădere, factor de mărire a eficienței energoeconomice a centralelor hidroelectrice.

Secția X. **Construcții energetice**

1. C. Constantinescu, E. Cuculescu, V. Clenc : Concepții privind construcția de hidrocentrale de joasă cădere în România.
2. I. Toma, Al. Burciu, P. Zaharova, B. Lăzărescu : Analiza teoretică și experimentală a comportării statice și dinamice a structurilor hidrotehnice.
3. S. Budu : Utilizarea unor materiale de construcție noi, produse de industria chimică din România pentru hidroizolarea obiectivelor hidroenergetice.
4. E. Luca, A. Munteanu, A. Militaru : Tendințe actuale privind cercetările asupra caracteristicilor calitative ale materialelor locale folosite la execuția barajelor.
5. G. Armencea, M. Radu, S. Stăcescu : Probleme hidraulice puse de evacuatoarele de ape mari ale barajelor înalte de beton sau materiale locale.
6. M. Popescu, E. Maurer, M. Ion : Calculul spațial al construcțiilor hidrotehnice cu aplicații la capetele de ecluze și barajele-stăvilar.
7. M. Trandafirescu, D. Stoian : Probleme de proiectare a îmbrăcăminților pe canale cu folosință complexă.
8. M. Bărdeanu : Decolmatarea lacurilor de acumulare din țara noastră.
9. T. Stoicescu, D. Stăcescu : Sisteme de disipare a energiei și dirijare a curgerii la evacuatoarele sub presiune.
10. S. Ionescu, C. Constantinescu : Tendințe privind realizarea de baraje din materiale locale.
11. D. Filitti, M. Kesler : Alimentarea șantierelor de montaj la centralele electrice cu energie electrică, termică și cu combustibili.
12. V. Stroia, Al. Nițulescu : Utilaje speciale pentru montarea cazanului de 1035 t/h pe lignit.
13. I. Ghergu, L. Buzilă, F. Hărduț : Alcătuirea și calculul structurii pentru susținerea a două cazane pe păcură de 1035 t abur/oră fiecare, la CTE Brăila etapa a II-a.
14. Fl. N. Mirea : Tasarea prin subsidență în urma coborîrii nivelului apei subterane, cu exemplu de calcul pentru CTE Rovinari.
15. V. Schițco : Probleme de alcătuire și de calcul la structura de rezistență a sălii cazanelor de 1035 t/h de la CTE Rovinari 4×330 MW.
16. D. Chițu : Aspecte privind realizarea unor construcții industriale în zone cu climat tropical de tip deșertic.
17. D. Ionescu-Siseşti, S. Georgescu, T. Ionescu, T. Dumitrescu : Rezistența la abraziune a conductelor din poliester armate cu fibră de sticlă; îmbătrînirea, rezistențele mecanice și inflamabilitatea.
18. Gr. Manolescu : Contribuții și soluții noi în realizarea căilor de rulare pentru macaralele-portal de 30 și 50 tf.
19. S. Ciobanu, E. D. Cinschi : Contribuții la calculul rezistențelor aerodinamice pentru turnuri de răcire în curent transversal.
20. Al. Taloș ; Întocmirea diagramelor de calcul pentru dimensionarea turnurilor de răcire peliculare în contracurent.
21. I. Munteanu, E. Braun, T. Dumitrescu : Posibilități de reducere a costului lucrărilor hidrotehnice la centralele electrice de termoficare.
22. V. Popescu, V. Nica : Unele probleme topografice de tasare și urmărire a comportării în exploatare a barajelor din R.S.R.
23. N. Fiat ș.a. : Scheletul de rezistență al cazanului suspendat de 1035 t/h de la CTE Turceni.

Secția XI. **Automatică și informatică în energetică**

1. F. Biliboacă, R. Luzi : Regulatorul automat de excitație SAREX — 42 A.
2. G. Diac, W. Berwanger, T. Angelescu, G. Șofran : Realizări în centralele electrice ale I.E.B. în domeniul creșterii siguranței în exploatare la CAF tip 4, prin îmbunătățirea schemelor de protecție tehnologică, comenzi la distanță și automatizări.
3. N. Mirea ș.a. : USILOG — E, sistem de comandă specializat pentru automatizarea blocurilor energetice.
4. N. Mirea : Soluții și tendințe actuale folosite în sistemele de reglare automată ale centralelor nuclearoelectrice.
5. T. Ciselschi, E. Urcan : Modelarea pe calculatorul analogic a circuitului de reglare a turației unei turbine de termoficare cu condensație și prize reglabile de 50 MW în construcție în țară.
6. M. Ștefănescu : Calculator hibrid tranzistorizat și posibilitățile de utilizare a acestuia.
7. P. Budașcă, V. Bălăuță : Generator de funcții sinus, cosinus, triunghi, rampă, dreptunghi, treaptă în joasă frecvență.
8. A. Blada, D. Săndulescu, V. Moisescu, T. Mateescu : Centralizarea și tratarea automată cu mijloace de calcul a informațiilor la un dispecer hidroenergetic.

9. S. Felea : O analiză de fiabilitate pentru alegerea soluției structurale a sistemului teleinformațional al Dispecerului energetic național.
10. M. Duma : Modelarea matematică a susrselor de eroare în sistemul teleinformațional al Dispecerului energetic național.

10 bis. Organizarea comenzii prin dispecer a unui sistem energetic modern.

11. N. Mirea, G. Iosif : Unele modalități noi de prezentare a informației în camera de comandă.
12. C. Brătianu : Studiu informațional al aparatelor de măsură de tablou utilizate în instalațiile energetice.
13. E. Luca, A. Vărășteanu : Utilizarea mijloacelor electronice de calcul în elaborarea sarcinilor de plan din ramura industriei energiei electrice și termice.
14. G. Grigoriu, M. Ursu : GETIC, un sistem informațional orientat.
15. L. Cochet ș.a. : Utilizarea calculatoarelor electronice în activitatea de gestiune a personalului.
16. E. Neniță, R. Savulian, U. Sfetcu, F. Ioanițescu : Folosirea calculatorului electronic ca instrument de proiectare.
17. D. Lungu-Dodu : Graficul-rețea eficient.
18. L. Buleandra ș.a. : Stabilirea potențialului energetic al zăcămintelor de lignit din R.S.R., ținîndu-se seama și de neuniformitatea lui, cu ajutorul calculatorului digital.
19. A. Spînu, D. Preda : Probleme specifice privind introducerea telecomenzii centralizate (TcC) în rețelele de distribuție din România.
20. R. Florescu, V. Prisăcaru, M. Grigoriu, D. Ioachim : Receptor electronic destinat instalațiilor de telecomandă centralizată.
21. V. Săndulescu, C. Crîngu : Automat pentru echipamentele de telefonie prin curenți purtători pe LEA.
22. L. Vaisman, I. Sasu : Frecvențmetru numeric integrator pentru 50 Hz.
23. L. Vaisman, I. Sasu : Frecvențmetru de rețea cu afișaj numeric.
24. V. Bălăuță, L. Pascu : Traductoare de abateri de putere activă și reactivă trifazată.
25. V. Vărzaru : Utilizarea opacimetrului la determinarea gradului de reținere optic relativ.
26. M. Gavrilă : Stații de transformare 110 kV/medie tensiune de tip „derivație". Probleme privind supratensiunile și protecția prin rele.
27. R. Cîmpean : Studiul comportării protecțiilor diferențiale de bare Siemens RN 23/RN 24 la scurtcircuite în zonă și în afara zonei. Rezultate obținute cu prilejul probelor de scurtcircuit în stațiile de 220 kV Pestiș și 110 kV București-Sud.
28. V. Popescu, G. Cantaragiu : Elaborarea unui releu de protecție împotriva pierderii excitației la generatoare sincrone.
29. A. Lupu : Protecția diferențială longitudinală RDL.
30. R. Zimand, E. Costiner, D. Stelescu : Protecții de distanță elaborate la ICEMENERG.
31. E. Costiner : Mărirea siguranței în funcționare a releului de frecvență minimă RFm 3M, în cazul perturbării semnalului de comandă.
32. A. Ungureanu : Dispozitiv complex pentru reanclanșarea automată a LEA de foarte înaltă tensiune.

CUPRINSUL REVISTEI „ENERGETICA" VOL. 23 (1975)

I. Energetică generală

1. Smith, O., Mihăileanu, C. și Pop, M. G. *Centrală solaroelectrică funcționînd pe baza ciclului Rankine*, nr. 1, p. 1—10.
2. Stan, M. și Vlădăianu, D. *Medii poroase electromagnetice deformabile*, nr. 2, p. 75—78.
3. Bruckner, A. și Gheorghe, A. *Considerații sistemice ale unei scheme de producere a energiei. Conceptul aerogenerator — lac de acumulare*, nr. 9—10, p. 233—238.
4. Moțoiu, C. și Mușatescu, V. *Probleme privind folosirea energetică a deșeurilor menajere în orașe termoficate*, nr. 11—12, p. 278—284.

II. Termoenergetică

1. Chercea, G. *Posibilități de îmbunătățire a aerodinamicii focarelor cu arzătoare tangențiale*, nr. 1, p. 16—20.
2. Bilegan, C. I. și Csapo, Gh. *O nouă variantă a metodei vitezei pentru măsurarea debitelor de apă, utilizînd trasori radioactivi*, nr. 1, p. 20—26.
3. Forje, I., Cocoș, C. și Pascu, D. *Experimentări privind determinarea stării structurale și a proprietăților mecanice ale oțelurilor unor supraîncălzitoare finale cu perioadă îndelungată de utilizare din cazanele centralelor termoelectrice*, nr. 1, p. 26—33.
4. Fodor, C. *Considerații privind adoptarea schemelor tehnologice în instalațiile de tratare chimică a apei*, nr. 2, p. 59—62.
5. Stanisavlievici, L. *Regimul chimic neutru al apei, cu dozare de oxigen*, nr. 2, p. 62—67.
6. Bălan, V. *Asupra unor însușiri energetice și tehnologice ale șisturilor bituminoase din bazinul Anina, privind valorificarea extensivă*, nr. 2, p. 68—74.
7. Stanisavlievici, L. *Agresivitatea gazelor de ardere*, nr. 3—4, p. 104—107.
8. Neaga, C. *Modificări ale cîmpului de concentrații din jurul particulei de cărbune datorită gazelor de ardere recirculate*, nr. 3—4, p. 107—112.
9. Hajdu, I., Cristuinea, C., Kovats, L. și Ieremiciu, Tr.: *Analiza stării de tensiune din peretele unei conducte de abur viu dintr-o centrală termoelectrică de mare putere*, nr. 3—4, p. 112—119.
10. Șerban, V. *Metodologie și program de calcul pentru determinarea mărimilor de stare ale apei și aburului*, nr. 5—6, p. 164—167.
11. Mihăescu, L., Zaharescu, S., Stariradov, E. și Mihăescu, T. *Studii privind măcinarea șistului bituminos în moriventilator*, nr. 5—6, p. 168—172.
12. Radovici, O. și Ludoșan, E. *Amestecuri de inhibitori pentru sistemele de răcire cu apă*, nr. 5—6, p. 173—179.
13. Leca, A., Ionescu, L. și Stan, M. *Calculul schimbătoarelor de căldură de suprafață*, nr. 7—8, p. 189—194.
14. Urcan, E., Urcan, R. și Ciselski, Th. *Metodă de simulare numerică a unei bucle de reglare automată a temperaturii aburului supraîncălzit*, nr. 7—8, p. 202—209.
15. Pop, M. G. și Amăriuței, D. *Experimentări privind pornirea după oprirea de simbătă pînă luni (28 ore) a unui grup cu condensație de 50 MW în vederea funcționării în regim de vîrf*, nr. 9—10, p. 238—243.
16. Dănilă, N., Chercea, G. și Kertész, N. *Determinarea debitului de apă de răcire care circulă prin condensatorul unei turbine cu abur*, nr. 11—12, p. 284—286.
17. Kertész, N. *Precizări privind calculul randamentelor unor instalații componente ale unui bloc termoenergetic cu condensație*, nr. 11—12, p. 287—292.
18. Moțoiu, C. și Mușatescu, V. *Probleme privind folosirea energetică a deșeurilor menajere în orașe termoficate*, nr. 11—12, p. 278—284.

III. Electroenergetică

1. Radu, L. și Ionescu, S. *Estimarea stării din măsuri ale circulațiilor de puteri și pseudomăsuri de injecții nule*, nr. 1, p. 37—46.
2. Crețu, D., Zlatanovici, D., Roșu, G. și Kertész, T. *Funcționarea hidrogeneratoarelor de la Centrala hidroelectrică Porțile de Fier, în regim subexcitat*, nr. 2, p. 49—59.
3. Mathé, B., Gavrilă, Gh. și Mihalcea, E. *Avantajele introducerii în sistemul electroenergetic a stațiilor de înaltă tensiune capsulate în hexafluorură de sulf*, nr. 2, p. 78—86.
4. Crișan, O. *Ecuațiile de funcționare a generatorului sincron reprezentat în forma cea mai generală. Includerea fenomenelor din miezul magnetic*, nr. 2, p. 86—93.
5. Constantinescu, J. Homoș, M. *Algoritm și program pentru calculul regimurilor permanente ale sistemelor electroenergetice cu pierderi minime de putere activă*, nr. 2, p. 94—99.
6. Albert, H. *Considerații privind conservarea puterilor în schemele cu generator echivalent*, nr. 3—4, p. 123—131.
7. Crișan, O. *Modelarea analogică a generatorului sincron și a elementelor sale exterioare în scopul analizei fenomenelor tranzitorii*, nr. 3—4, p. 131—141.
8. Drăgan, D. *Acordarea optimă a unui regulator automat de excitație avînd ca semnale adiționale abaterea și derivata vitezei unghiulare (sau a frecvenței)*, nr. 3—4, p. 141—145.
9. Petroianu, Al. *Lucrări de doctorat efectuate în ultimii ani în S.U.A. în domeniul regimurilor staționare, estimării stării și calculelor de vulnerabilitate ale sistemelor energetice*, nr. 3—4, p. 146—148.
10. Costin, E. și Mustață, V. *Perspective ale dezvoltării consumului de energie în Municipiul București*, nr. 5—6, p. 149—158.
11. Moldoveanu, C. și Budașcă, P. *Analiza principalelor probleme apărute la efectuarea probei de descărcări parțiale la transformatoarele de măsură*, nr. 5—6, p. 179—183.
12. Stoica, V. și Crișan, S. *Observații asupra cîmpului electric din stațiile exterioare de transformare de înaltă tensiune*, nr. 5—6, p. 184—186.
13. Ivas, D., Suflețel, N. și Grigoriu, M. *Asupra unor scheme de distribuție urbană la medie tensiune*, nr. 7—8, p. 210—212.
14. Darie, S. și Nagy, B. Gh. *Utilizarea metodelor de sinteză pentru determinarea echivalenților reduși de sistem*, nr. 7—8, p. 213—217.
15. Covar, E. *Particularități ale unor tipuri de protecții prin relee într-un combinat chimic cu proces tehnologic continuu*, nr. 7—8, p. 218—226.
16. Pătrășescu, D. *Calculul efectului termic al curenților de scurtcircuit în cazul participării importante a motoarelor asincrone*, nr. 7—8, p. 226—231.
17. Covar, E. *Cîteva posibilități de accelerare a protecțiilor prin relee într-o întreprindere industrială*, nr. 9—10, p. 244—249.
18. Sabău, I. *Procedeu rapid de oxidare fotochimică a uleiurilor electroizolante neadditivate*, nr. 9—10, p. 250—253.
19. Darie, S. și Man, A. *Sinteza rețelelor electrice cu cuplaje mutuale*, nr. 9—10, p. 254—257.
20. Vatră, F. și Cristovici, A. *Unele probleme ridicate de influențele electrostatice ale liniilor electrice aeriene de ultraînaltă tensiune*, nr. 9—10, p. 258—269.
21. Crisciu, H., Neagu, V. și Radu, I. *Metodologie și algoritm pentru calculul tehnico-economic în electroenergetică și folosirea programării dinamice discrete pentru generarea de noi soluții tehnice*, nr. 11—12, p. 293—296.

IV. Hidroenergetică

1. Diacon, Al., Seteanu, I., Popa, R., Stănculescu, Fl. și Voicu, Gh. *Exploatarea optimă a lacurilor cu regularizare zilnică-orară pentru un sistem de CHE în cascadă*, nr. 5—6, p. 158—164.

2. Budeanu, C. şi Dragu, S. *Modificări ale mediului natural ca urmare a creării lacurilor de acumulare*, nr. 11—12, p. 275—278.

V. **Energetică nucleară**

1. Badea, A. *Studiu experimental al fenomenului de perturbaţie a schimbului de căldură la fierberea apei în canale inelare*, nr. 1, p. 10—16.
2. Şerban, V., Şerban, P. şi Tănăsoiu, V. *Contribuţii la aplicarea programării neliniare în optimizarea unei CNE*, nr. 3—4, p. 120—123.
3. Pop, M. G., Staicu, A.M. şi Ruiu, A. *Comparaţie între generatoarele verticale de abur cu circulaţie naturală şi forţată pentru sisteme nucleare de producere a aburului tip PWR*, nr. 7—8, p. 194—202.

VI. **Energetică industrială**

1. Covar, E. *Particularităţi ale unor tipuri de protecţii prin relee într-un combinat chimic cu proces tehnologic continuu*, nr. 7—8, p. 218—226.
2. Covar, E. *Cîteva posibilităţi de accelerare a protecţiilor prin relee într-o întreprindere industrială*, nr. 9—10, p. 244—249.

VII. **Articole economice şi tehnico-organizatorice**

1. Ionescu, C. *Determinarea statistică a funcţiei de distribuţie a unei variabile aleatorii pentru calculul fiabilităţii echipamentelor energetice*, nr. 1, p. 34—37.
2. Costin, E. şi Mustaţă, V. *Perspective ale dezvoltării consumului de energie în Municipiul Bucureşti*, nr. 5—6, p. 149—158.
3. Crisciu, H., Neagu, V. şi Radu, I. *Metodologie şi algoritm pentru calculul tehnico-economic în electroenergetică şi folosirea programării dinamice discrete pentru generarea de noi soluţii tehnice*, nr. 11—12, p. 293—296.

VIII. **Energetica peste hotare**

1. Smith, O., Mihăileanu, C. şi Pop, M. G. *Centrală solaroelectrică funcţionînd pe baza ciclului Rankine*, nr. 1, p. 1—10.
2. Petroianu. Al. *Lucrări de doctorat efectuate în ultimii ani în S.U.A. în domeniul regimurilor staţionale, estimării stării şi calculelor de vulnerabilitate a sistemelor energetice*, nr. 3—4, p. 146—148.

IX. **Cronică**

1. Gheorghe, A. *„Energie şi fizică" — A treia Conferinţă generală a Societăţii Europene de Fizică — Bucureşti, sept. 1975*, nr. 9—10, p. 270—274.
2. Văideanu, M. *Conferinţa energeticienilor din România — probleme actuale ale energetici româneşti, Bucureşti, octombrie 1975*, nr. 11—12, p. 299—304.

X. **Recenzii**

1. *Centrale termo şi hidroelectrice* — de C. Moţoiu, nr. 1, p. 47.
2. *Aparate electrice de înaltă tensiune* — de B. Mathé, Al. Curelaru şi St. Ogrezeanu, nr. 1, p. 47—48.
3. *Probability, Logic and Management Decisions* (*Probabilitate, logică şi decizii de management*) — de J. D. Braverman, nr. 2, p. 100.
4. *Energia şi dezordinea postindustrială — eseu asupra creşterii energetice* — de L. Puiseux, nr. 5—6, p. 187.

Revista „ENERGETICA" — organ al Ministerului Energiei Electrice şi al Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor din R.S. România. Redacţia: Bucureşti, Bd. Magheru 33, Sectorul 1. Telefon: 154470. Instituţiile pot achita abonamente pentru biblioteci şi cabinete tehnice în contul de virament nr. 30.11.8.01.01 BN R.S.R. — Sectorul 4. Tarif pentru întreprinderi: lei 100 anual. Tarif pentru abonamente individuale: lei 30 anual. Preţul unui exemplar: 5 lei. Taxele poştale achitate anticipat, conform aprobării D.G.P.Tc. nr. 137/125/1975

I. P. I. c. 681

41 401

INSTITUTUL DE CERCETĂRI ȘI MODERNIZĂRI ENERGETICE

ICEMENERG

București, Bd. Energeticienilor nr. 8, sect. IV
Tel. 21.46.30

BAZA EXPERIMENTALĂ a Laboratorului de hidrotehnică în centrale termoelectrice din ICEMENERG, construită după cele mai noi concepții, este dotată cu următoarele instalații experimentale :

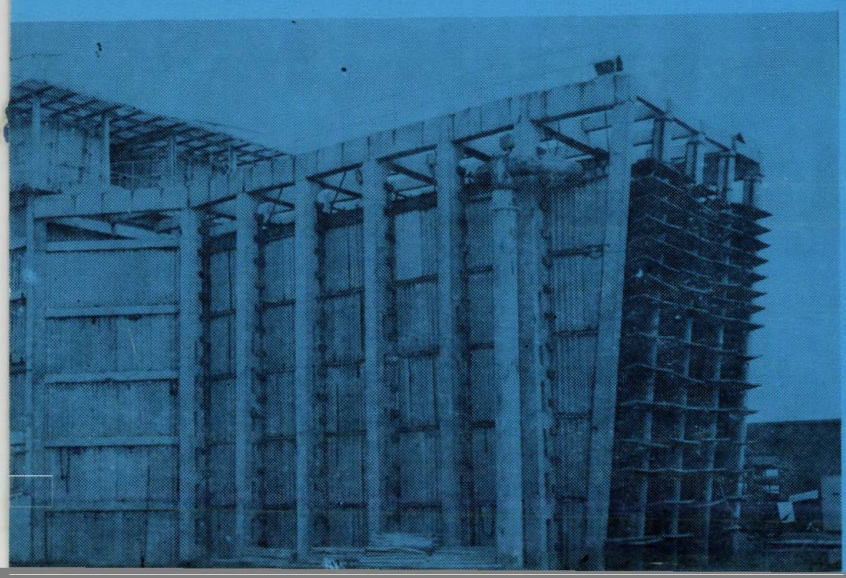
- Stand experimental pentru hidrotransportul materiilor solide
- Instalație semiindustrială de hidrotransport
- Stand pentru încercarea la încovoiere a tuburilor din mase plastice
- Mașină pentru studiul rezistenței la abraziune a conductelor
- Stație-pilot pentru turnuri de răcire 20-45000 m^3/h, scara 1/1
- Tunel aerodinamic pentru turnuri de răcire, scara 1/1
- Stand de cercetări aerodinamice pentru turnuri
- Stand pentru cercetări termice la turnuri de răcire
- Stand experimental pentru lacuri de răcire, scara 1/100 - 1/500
- Stand pentru etalonarea instalațiilor debitmetrice pe conducte
- Canal vitrat pentru cercetări hidraulice și difuzie

Activitatea sectorului de hidrotehnică în centrale termoelectrice se desfășoară în următoarele domenii :

- Hidrotransportul prin conducte al materiilor solide : cenuși, zguri, șlamuri, cărbuni, nisipuri, minereuri etc.
- Înlocuirea conductelor metalice cu conducte de hidrotransport și termoficare din material plastic
- Turnuri de răcire de mare capacitate în contracurent sau curent încrucișat
- Materiale noi în sistemele de răcire ale turnurilor de răcire
- Lacuri de răcire.
- Mișcări nepermanente pe conducte și canale
- Poluare termică în rîuri și lacuri
- Debitmetrie pe circuitele de răcire
- Aparataj de măsură și semnalizare a parametrilor caracteristici în turnuri de răcire, hidrotransport, debitmetrie etc.

Realizările mai însemnate ale sectorului :

- Hidrotransportul zgurilor și cenușilor
- Folosirea conductelor din poliester armat cu fibră de sticlă la hidrotransport



- Soluții noi pentru măsurători ale debitului de apă pe conducte, ale vitezei aerului, ale concentrației hidroamestecului etc.
- Aerodinamica și schimbul de căldură la turnurile de răcire de mare capacitate
- Termohidrodinamica lacului de răcire pentru o centrală nuclearoelectrică
- În domeniile de mai sus, Laboratorul hidro are o bogată experiență, fiind în măsură a rezolva orice problemă din industrie

1976 MAY 24